



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Leandro Filipe Silva Leonardo Ralha

**ESTUDO DA PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR
FADIGA EM JUNTAS T SOLDADAS POR LASER
UNINDO CHAPAS DISSIMILARES DE LIGAS DE
ALUMÍNIO DE AERONÁUTICA**

**Dissertação no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de
Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa
e pelo Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro e apresentada no
Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.**

Setembro de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Estudo da Propagação de Fendas em Juntas T Soldadas por Laser Unindo Chapas Dissimilares de Ligas de Alumínio de Aeronáutica

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Study of Fatigue Crack Propagation in Laser Welded T-Joint Joining Dissimilar Aeronautical Aluminum Alloy Plates

Autor

Leandro Filipe Silva Leonardo Ralha

Orientadores

Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa

Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado c/ Agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Luís Filipe Pires Borrego Professor Coordenador do Instituto Politécnico de Coimbra

Coimbra, setembro, 2019

“Põe o quanto és no mínimo que fazes”

Ricardo Reis, heterónimo de Fernando Pessoa, 1933

Aos meus pais.

Agradecimentos

O trabalho aqui apresentado só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento e agradecimento.

Em primeiro lugar agradecer aos meus pais e irmão pelo apoio e confiança que depositaram em mim ao longo destes anos, foi fundamental. Agradecer por me terem permitido o acesso ao bem mais precioso, a educação. A eles um OBRIGADO especial!

Um enorme agradecimento aos meus orientadores, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa e ao Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro, pela orientação, disponibilidade, incentivo, ajuda e conhecimento transmitido. Um profundo obrigado!

Ao Pedro Oliveira, colega de investigação, um grande agradecimento pela ajuda, orientação e disponibilidade prestada ao longo desta dissertação.

À Raquel, por ter estado comigo nos bons e maus momentos ao longo deste tempo. Foste fundamental para alcançar este objetivo. A ti, um OBRIGADO sentido!

Agradeço aos meus amigos e colegas, que me ajudaram e apoiaram ao longo desta etapa. Convosco tornou-se bem mais fácil.

O meu agradecimento a todos os professores do Departamento de Engenharia Mecânica, pela ajuda prestada e conhecimento transmitido ao longo da minha vida académica.

Por último, agradecer à minha família, pela ajuda, confiança e apoio prestados ao longo da minha vida.

A todos um profundo agradecimento!

Resumo

Os avanços tecnológicos ocorridos na indústria aeronáutica levam à substituição do processo de rebiteamento pelo processo de soldadura a laser. Assim, o objetivo deste trabalho é estudar a influência dos parâmetros de soldadura na propagação de fendas em juntas T dissimilares de ligas de alumínio soldadas a laser, com o propósito de poderem ser aplicadas na indústria aeronáutica, na substituição de juntas rebiteadas.

Recorrendo a soldadura laser, foram fabricadas juntas T em chapas de 2 mm de espessura nas ligas AA2024-T4 (revestimento) e AA7075-T6 (reforço). Recorreu-se ainda à liga AA4047, como material de adição, para prevenir a fissuração a quente, devido a esta liga ser rica em silício, Si, componente que previne tal fenómeno. As soldaduras foram efetuadas sequencialmente de ambos os lados do reforço. Para este estudo foram utilizados provetes M(T) de acordo com a norma ASTM E647-00. A abordagem do comportamento à fadiga destes elementos prende-se com a obtenção das curvas de propagação de fenda (curvas $da/dN - \Delta K$), obtenção das constantes da lei de Paris, avaliação do fenómeno de fecho de fenda e do efeito da aplicação de sobrecargas para razões de tensão de $R = 0,05$ e $R = 0,4$. Posteriormente analisam-se, os mecanismos de propagação da fenda por microscopia eletrónica de varrimento.

Tanto a razão de tensão como a gama de carga aplicada influenciam a velocidade de propagação sob amplitude de carga constante. Para amplitude de carga variável a velocidade de propagação assim como o comprimento afetado pela sobrecarga é influenciado pela razão de tensão, pela razão da sobrecarga, assim como do intervalo entre sobrecargas sucessivas.

Palavras-chave: Soldadura Laser, Juntas T, Propagação de fendas por fadiga, Alumínio, Sobrecargas, Fecho de fenda.

Abstract

Technological advances in the aeronautics industry lead to the replacement of the riveting process by the laser welding process. Therefore, the objective of this work is to study the influence of welding parameters on the propagation of cracks in dissimilar T-joints of laser welded aluminum alloys, with the purpose of being able to be applied in the aeronautical industry, in the replacement of riveted joints.

Using laser beam welding, T-joints were made of 2 mm thick sheets in AA2024-T4 (skin) and AA7075-T6 (stringer) alloys. It is still resorted to AA4047 alloy as filler material for preventing hot cracking, because this alloy is high in silicon, Si, component that prevents such phenomenon. Welds were performed sequentially on both sides of the reinforcement. For this study M(T) specimens were used according to ASTM E647-00. The approach to the fatigue behavior of these elements consists in obtaining the crack propagation curves ($da/dN - \Delta K$ curves), obtaining the Paris law constants, evaluation of the cracking phenomenon and the effect of the application of overloads for stress ratios of $R = 0,05$ and $R = 0,4$. Subsequently, the mechanisms of crack propagation by scanning electron microscopy are analyzed.

Both the stress ratio and the applied load range influence the propagation velocity under constant load amplitude. For variable load amplitude, the propagation speed as well as the length affected by the overload is influenced by the stress ratio, the overload ratio as well as the interval between successive overloads.

Keywords Laser beam welded, T-Joint, Fatigue Crack Propagation, Aluminium, Overload, Crack Closer.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvii
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1. Indústria aeronáutica.....	3
2.2. Ligas de alumínio.....	4
2.3. Soldadura laser em ligas de alumínio	6
2.4. Propagação de fendas por fadiga	9
2.4.1. Aplicação da mecânica da fratura à propagação de fendas	10
2.4.2. O fenómeno do fecho de fenda.....	12
2.4.3. Propagação de fendas por fadiga sob solicitações de amplitude variável	15
2.4.4. Mecanismos que contribuem para o efeito da sequência de carga	17
2.4.5. Caracterização da propagação de fendas por fadiga em juntas T soldadas... ..	18
3. MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	23
3.1. Soldadura	23
3.1.1. Ligas usadas.....	23
3.1.2. Processo de Soldadura	24
3.1.3. Parâmetros de Soldadura	25
3.2. Metalografia da junta soldada.....	26
3.3. Geometria e Preparação dos Provetes.....	29
3.4. Ensaio de Propagação de Fendas por Fadiga	30
3.5. Determinação do fecho de fenda.....	31
3.6. Plano de ensaios de fadiga	33
3.7. Análise das superfícies de fratura	35
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	37
4.1. Propagação de fendas de fadiga em solicitações de amplitude constante	37
4.1.1. Curvas de propagação da/dN- ΔK	37
4.1.2. Fecho de fenda.....	38
4.1.3. Leis de propagação	41
4.1.4. Curva da/dN- ΔK segundo a norma ASTM E739-91 e segundo o IIW	42
4.1.5. Comparação com resultados de outros autores.....	44
4.1.6. Observação das superfícies de fratura	45
4.2. Propagação de fendas por fadiga em solicitações de amplitude variável	48
4.2.1. Sobrecargas simples	48
4.2.2. Sobrecargas múltiplas periódicas	55
4.2.3. Análise das superfícies de fratura.....	60

5. CONCLUSÕES.....	65
5.1. Sugestão de trabalhos futuros	66
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67
APÊNDICE A	71
APÊNDICE B	73

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Representação esquemática de uma junta T.....	4
Figura 2.2. Diagrama esquemático dos modos de soldadura laser, (a) por condução térmica e (b) por penetração ¹⁰	7
Figura 2.3. Porosidade na soldadura laser, (a) porosidade devido ao hidrogénio;(b) porosidade devido ao colapso do <i>keyhole</i> ¹²	9
Figura 2.4. Fases do processo de fadiga.....	9
Figura 2.5. Representação esquemática de uma curva $da/dN-\Delta K$ típica e dos parâmetros mais influentes em cada regime ¹⁶	11
Figura 2.6. Variação do deslocamento da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} ¹⁹	13
Figura 2.7. Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda ²³ ...	14
Figura 2.8. (a) Extensão típica de vida em fadiga devido a uma sobrecarga e (b) atraso na taxa de propagação da fenda após sobrecarga (modificado a partir de ²⁷)......	16
Figura 2.9. Representação do ciclo de carga com aplicação de sobrecarga para carregamentos a ΔK constante ¹⁶	16
Figura 2.10. Curvas de propagação de fenda por fadiga, da/dN , em função do fator de intensidade de tensões ΔK , (a) material base, (b) junta T com o reforço paralelo a propagação da fenda ³⁴	19
Figura 2.11. Curvas de propagação de fenda sob amplitude constante e com sobrecarga simples, SOL, com (a) amostra M(T) em material de base e (b) amostra M(T) soldada a laser ²¹	20
Figura 2.12. Taxa de propagação de fendas por fadiga versus comprimento da fenda, em (a) material base e (b) amostra soldada a laser para um $OLR = 2,5$ ²⁶	21
Figura 3.1. Representação esquemática da junta T e dos ângulos empregados na soldadura ⁵	25
Figura 3.2. Representação esquemática: (a) das principais dimensões da soldadura ⁵ ; (b) amostra desalinhada ³⁵	26
Figura 3.3. Metalografia da junta soldada.....	27
Figura 3.4. Ampliação de várias zonas da metalografia da junta soldada.....	28
Figura 3.5. Representação esquemática das dimensões do provete M(T), segundo a norma ASTM E647-00 ¹⁵	29
Figura 3.6. Equipamentos utilizados: (a) máquina Dartec control Instron 8800; (b) equipamento de observação e medida; (c) representação esquemática da fenda na luneta.....	30

Figura 3.7. Fixação do extensômetro no provete.	31
Figura 3.8. Medição do fenómeno de Fecho de Fenda, (a)Exemplo do gráfico $P-\delta$ com fecho de fenda ³⁷ ; (b) Determinação da carga P_{ab} através do Método da Maximização do Coeficiente de Correlação ³⁶	32
Figura 3.9. Sequência de carregamento aplicadas: (a) amplitude constante; (b) sobrecarga com ΔP constante; (c) sobrecargas periódicas.	33
Figura 3.10. Microscópio eletrónico de varrimento JBM-5310.	36
Figura 4.1. Curvas $da/dN-\Delta K$ para amplitude de carga constante.	37
Figura 4.2. Resultados do fecho de fenda apresentados com a variação de U em função de ΔK , (a) para $R=0,05$ e (b) $R=0,4$	39
Figura 4.3. (a): Curva $da/dN-\Delta K$ com intervalo de confiança de 95% para $R=0,05$; (b) Curva $da/dN-\Delta K$ com diferentes probabilidades de sobrevivência para $R=0,05$..	43
Figura 4.4. Comparação da velocidade de propagação obtida neste trabalho com taxas comparativas da propagação da fenda por fadiga, num ambiente a ar com variações de humidade (modificado por ⁴¹ a partir de ⁴²).	44
Figura 4.5. Morfologia da superfície de fratura, (a) Distinção entre material base, zona superior, e zona fundida, zona inferior; (b) morfologia da superfície de fratura do material base; (c) morfologia da superfície de fratura da zona fundida [$R=0,4$; $\Delta K=4,80$ MPa m ^{1/2} ; $da/dN=2 \times 10^{-5}$ mm/ciclo].	46
Figura 4.6. Morfologia típica das superfícies de fratura em material base [$R=0,4$; $\Delta K=7,53$ MPa m ^{1/2} ; $da/dN=10^{-4}$ mm/ciclo].	47
Figura 4.7. Morfologia típica das superfícies de fratura em material base [$R=0,4$; $\Delta K=9,44$ MPa m ^{1/2} ; $da/dN=2,30 \times 10^{-4}$ mm/ciclo].	47
Figura 4.8. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecargas simples ($R=0,4$; $OLR=2$; provete 18_7), com a propagação a amplitude constante.	49
Figura 4.9. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=6$ MPa m ^{1/2} e $R=0,4$	49
Figura 4.10. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=9$ MPa m ^{1/2} e $R=0,4$	50
Figura 4.11. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$ e $R=0,4$	51
Figura 4.12. Efeito da posição da sobrecarga no crescimento da fenda para $R=0,05$ e $OLR=2$	53
Figura 4.13. Efeito da razão de tensão no comportamento de retardação para a velocidade de propagação normalizada, $OLR=2$: (a) $\Delta K=6$ MPa m ^{1/2} ; (b) $\Delta K=9$ MPa m ^{1/2} ..	54
Figura 4.14. Efeito do período de aplicação da sobrecarga, $R=0,05$, em curvas $a-N$, para uma $OLR=2$	55
Figura 4.15. Efeito do período de aplicação da sobrecarga na velocidade de propagação, para $R=0,05$, para uma $OLR=2$	56

Figura 4.16. Efeito da intensidade da sobrecarga para $R=0,05$ e $n=10000$ ciclos: (a) a vs. N ; (b) da/dN vs. ΔK	57
Figura 4.17. Efeito da tensão média para $OLR=1,5$ e $OLR=2$, $n=10000$ ciclos.	58
Figura 4.18. Resposta do fecho de fenda para sobrecargas aplicadas com $n=1000$ e $n=10000$, para $R=0,05$	59
Figura 4.19. Resposta do fecho de fenda para sobrecargas aplicadas a cada 10000 ciclos com intensidade de 2 e 1,5, para; (a) $R=0,05$ e (b) $R=0,4$	60
Figura 4.20. Ilustração da aplicação da segunda sobrecarga [$R=0,05$; $\Delta K=9$ MPa m ^{1/2} ; $da/dN=2,58 \times 10^{-4}$ mm/ciclo; $OLR=2$].....	63
Figura 4.21. Ampliação das áreas assinaladas na Figura 4.20, (a) zona de aplicação da sobrecarga em material base, e (b) zona final da deformação plástica causada pelo salto da fenda na zona fundida.	63
Figura 4.22. Marcas devido ao ciclo da sobrecarga periódica [$R=0,4$; $\Delta K=5,40$ MPa m ^{1/2} ; $da/dN=1,79 \times 10^{-6}$ mm/ciclo; $OLR=2$].....	64
Figura 4.23. Ampliação na zona fundida da Figura 4.22.	64
Figura 0.1. (a): Curva $da/dN-\Delta K$ com intervalo de confiança de 95% para $R=0,4$; (b) Curva $da/dN-\Delta K$ com diferentes fatores de segurança para $R=0,4$	71
Figura 0.1. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecargas simples ($R=0,4$; $OLR=2$; provete 18_1), e propagação a amplitude constante.	73
Figura 0.2. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=6$ MPa m ^{1/2} e $R=0,4$	73
Figura 0.3. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=9$ MPa m ^{1/2} e $R=0,4$	74
Figura 0.4. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,4$).	74
Figura 0.5. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecarga simples para $\Delta K=6$ MPa m ^{1/2} ($R=0,05$; $OLR=2$; provete 12_5), e propagação a amplitude constante.	75
Figura 0.6. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,05$).	75
Figura 0.7. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecarga simples para $\Delta K=9$ MPa m ^{1/2} ($R=0,05$; $OLR=2$; provete 12_6), e propagação a amplitude constante.	76
Figura 0.8. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,05$).	76
Figura 0.9. Efeito da intensidade da sobrecarga para $R=0,4$ e $n=10000$ ciclos: (a) para a vs. N ; (b) para da/dN vs. ΔK	77

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Designação das séries de ligas de alumínio e os seus principais elementos de liga ⁶	5
Tabela 2.2. Classificação dos tratamentos térmicos em ligas de Alumínio ⁹	6
Tabela 3.1. Composição química nominal [% em peso] da liga AA2024 ⁷	23
Tabela 3.2. Composição química nominal [% em peso] da liga AA7075 ⁷	23
Tabela 3.3. Composição química nominal [% em peso] da liga AA4047 ⁷	24
Tabela 3.4. Propriedades mecânicas dos materiais de base ³⁵	24
Tabela 3.5. Soldaduras utilizadas no presente trabalho.....	25
Tabela 3.6. Resultados morfológicos revelantes ^{5,35}	26
Tabela 3.7. Referência dos ensaios realizados a amplitude de carga constante.....	34
Tabela 3.8. Referência dos ensaios realizados com sobrecargas simples.....	34
Tabela 3.9. Referência dos ensaios realizados com sobrecargas periódicas.....	35
Tabela 4.1. Caracterização dos pontos de transição T1 e T2, dos provetes 12_2 e 12_1, respectivamente.....	40
Tabela 4.2. Valores de fecho de fenda.....	40
Tabela 4.3. Parâmetros da Lei de Paris.....	41
Tabela 4.4. Resultados obtidos nos ensaios de sobrecargas simples aplicadas.....	51

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a	Comprimento da fenda
a_{OL}	Comprimento de fenda para o qual é aplicada a sobrecarga
C	Coefficiente da Lei de Paris
D	Diâmetro do spot
d	Posição de incidência do feixe no reforço
da/dN	Velocidade de propagação da fenda
$(da/dN)/(da/dN)_{AC}$	Varição da velocidade de propagação normalizada
DP	Densidade de potência
K	Fator de intensidade de tensões
K_{ab}	Fator de intensidade de tensões para o qual ocorre a abertura de fenda
K_c	Tenacidade à fratura
m	Expoente da Lei de Paris
N	Número de ciclos
n	Número de ciclos entre sobrecargas sucessivas
N_{CA}	Número de ciclos decorridos em amplitude de carga constante
N_D	Número de ciclos de atraso
N_{OL}	Número de ciclos após a sobrecarga
OLR	Razão da sobrecarga
P	Carga aplicada
P_{ab}	Carga de abertura da fenda
Pot	Potência do feixe
Q	Caudal do gás
R	Razão de tensões

$r_c^{90^\circ}$	Dimensão da zona plástica cíclica
$r_p^{90^\circ}$	Dimensão da zona plástica monótona
T	Taxa de alimentação do fio
\bar{U}	Média da razão de carga normalizada
U	Razão de carga normalizada
v	Velocidade de soldadura
Y	Fator geométrico
α	Ângulo de incidência do feixe em relação ao revestimento
α^{90°	Constante da zona plástica monótona (segundo a direção que faz 90° com o plano da fenda)
$\alpha_c^{90^\circ}$	Constante da zona plástica cíclica (segundo a direção que faz 90° com o plano da fenda)
β	Ângulo entre a adição do fio e o revestimento
δ	Deslocamento
Δa_{OL}	Comprimento de fenda afetado pela sobrecarga
ΔK	Gama do fator de intensidade de tensões
ΔK_{BL}	Gama do fator de intensidade de tensões base
ΔK_{ef}	Gama efetiva do fator de intensidade de tensões
ΔK_{lf}	Gama do fator de intensidade de tensões do limiar de fadiga
ΔP	Gama de carga
ΔP_{BL}	Gama de carga base
θ	Ângulo entre a adição de gás e o revestimento
ρ	Ângulo de empeno
σ	Tensão aplicada
σ_c	Tensão de cedência do material
σ_R	Tensão de rotura do material

Siglas

ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
C(T)	<i>Compact Tension Specimen</i> : provete do tipo placa com fenda lateral de acordo com a norma ASTM E647-00
LBW	Soldadura por Feixe Laser
M(T)	<i>Middle-Tension Specimen</i> : provete do tipo placa com fenda central de acordo com a norma ASTM E647-00
MEV	Microscópio Eletrónico de Varrimento
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica

1. INTRODUÇÃO

Entre os diversos materiais utilizados na indústria aeronáutica, onde o peso é um fator importante, as ligas de alumínio ocupam um lugar de destaque em relação a outros materiais devido a sua vasta abundância, facilidade de processamento, elevado índice resistência/peso e a boa resistência à corrosão. Ao longo dos anos, a rebiteagem tem sido um processo bastante utilizado e sem grande potencial de avanço, sendo usada na produção de vários componentes. Com o decorrer do tempo e pelos avanços tecnológicos, tem existido uma tendência de substituir este processo, que é bastante lento e com custos elevados, pela soldadura, de modo a automatizar o processo e baixar os tempos de produção.

A soldadura laser aliada à fácil automatização e baixos tempos de produção apresenta elevadas velocidades de soldadura e uma pequena quantidade de energia adicionada, permitindo soldaduras em chapas finas sem grandes deformações e ainda uma redução significativa do peso comparativamente à rebiteagem. Embora apresente tais vantagens, a soldadura laser também tem desvantagens, como a porosidade e fissuração formada durante a soldadura o que pode ser prejudicial.

Na presente dissertação foram utilizadas as ligas de alumínio AA2024 e AA7075 para a fabricação de juntas T usando a tecnologia laser. Os dois motivos para o estudo destas ligas foi a alta resistência mecânica apresentada por estas ligas e os poucos estudos publicados acerca da soldadura laser em ligas de alumínio 2XXX e 7XXX.

O presente trabalho tem como objetivo o estudo da propagação de fendas por fadiga de duas séries, sendo que cada série apresenta parâmetros de soldadura diferentes e identificar através de microscopia eletrônica de varrimento os mecanismos de propagação de fenda por fadiga.

Foram realizados ensaios de propagação de fendas com duas razões de tensão, $R = 0,05$ e $R = 0,4$, com amplitude constante e com amplitude de carga variável, com aplicação de sobrecargas simples e com sobrecargas periódicas, com o intuito de obter as curvas de propagação de fendas, $da/dN - \Delta K$, avaliar o fecho de fenda e avaliar o efeito de sobrecargas, simples e periódicas, na velocidade de propagação. No decorrer destes

ensaios foi utilizado um extensómetro axial eléctrico com o objetivo de registar a carga de abertura da fenda e medir o fecho de fenda.

Por fim, ainda foi realizada uma análise das superfícies de fratura dos provetes, utilizando o microscópio electrónico de varrimento, para identificar os mecanismos de propagação da fenda por fadiga.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Indústria aeronáutica

A indústria aeronáutica procura reduzir o peso das aeronaves e aumentar a segurança dos passageiros. De forma a atingir estes objetivos há por parte dessa indústria um constante desenvolvimento de estruturas leves e com desempenho estrutural melhorado, como referido por diversos autores ^{1,2}.

Alguns fabricantes de aeronaves propõem a substituição do processo de rebiteagem, pelo processo LBW (*laser beam welding*) para a fixação de painéis no reforço da estrutura, com indicado por Tao *et al* ³.

O processo de rebiteagem apresenta como vantagens a facilidade de combinar diferentes materiais, ser uma ligação mecânica e a sua resistência ser garantida pelo facto de a qualidade da junta poder ser avaliada visualmente. No que trata a desvantagens, Tao *et al* ³ e Dittrich *et al* ⁴, referem que o processo de rebiteagem é uma tecnologia madura, no sentido que dificilmente se desenvolve mais, é um processo com baixa produtividade, lento e de custo elevado. De modo a ultrapassar estes problemas a indústria aeronáutica tem procurado substituir este processo pelo processo LBW.

Com a inclusão deste processo, há uma a redução do peso final da aeronave. Além disso, como é um processo facilmente automatizável e rápido, a soldadura é mais rápida e com menor custo ^{4,5}.

Convencionalmente, na indústria aeronáutica, componentes como as fuselagens são fabricados pela sobreposição de chapas de alumínio, uma chapa de revestimento e outra chapa com o objetivo de reforçar a estrutura, o reforço, sem comprometer em demasia o peso da estrutura. A junção dessas chapas é normalmente efetuada pelo processo de rebiteagem. Este estudo pretende analisar a hipótese de substituir essa configuração, por uma junta T representado na Figura 2.1. Segundo Tao *et al* ³, este método já foi implementado na produção em série do avião Airbus A318 e A380, mostrando ótimos resultados.

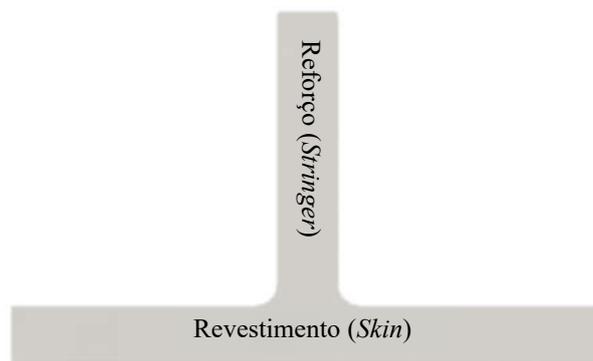


Figura 2.1. Representação esquemática de uma junta T.

2.2. Ligas de alumínio

As ligas de alumínio estão presentes na indústria aeronáutica praticamente desde os primeiros modelos comerciais a serem desenvolvidos e fabricados, tendo a sua aplicação aumentado de forma exponencial daí em diante. Estas ligas apresentam como principais vantagens o seu elevado índice resistência/ peso, terem uma elevada resistência à tração e à corrosão, além da facilidade de conformação e maquinação ^{6,7}. Estas razões transformam o alumínio numa boa opção para a fabricação de estruturas aeronáuticas.

Segundo a literatura as ligas de alumínio dividem-se em dois grupos, as de trabalho mecânico e as de fundição ⁶. A Tabela 2.1 apresenta a designação das séries de ligas de alumínio de trabalho mecânico e os seus principais elementos de liga ⁸, segundo o sistema de designação da *Aluminum Association* (EUA)

As ligas de alumínio, ainda podem ser classificadas em ligas tratáveis termicamente e não tratáveis termicamente. Os tratamentos das ligas de alumínio são designados, simplificadamente, por F (como fabricado), O (recozido), H (endurecido por deformação) e T (tratado termicamente). A Tabela 2.2 apresenta os diferentes tratamentos térmicos aplicáveis.

Tabela 2.1. Designação das séries de ligas de alumínio e os seus principais elementos de liga⁶.

Designação da série	Elemento principal para ligas de trabalho mecânico
1xxx	Al (pureza superior a 99%)
2xxx	Cu
3xxx	Mn
4xxx	Si
5xxx	Mg
6xxx	Mg + Si
7xxx	Zn
8xxx	Outros elementos
9xxx	Ainda não conhecida

Segundo a *Aluminum Association*, as ligas de alumínio sem tratamento térmico, não podem ser endurecidas por precipitação, sendo apenas endurecíveis por deformação plástica a frio. Elementos de liga como o magnésio, Mg, intensificam também este efeito, resultando numa maior resistência. Este processo apenas é possível nas ligas 1xxx, 3xxx, 4xxx e 5xxx.

As ligas de alumínio tratáveis termicamente são as ligas 2xxx, 6xxx, 7xxx e 8xxx, sendo que têm a sua resistência melhorada através do processo de endurecimento gerado por solubilização e têmpera seguidos do processo de envelhecimento por precipitação⁸.

Tabela 2.2. Classificação dos tratamentos térmicos em ligas de Alumínio⁹.

Código		Tratamento
Letra	Número	
F		Tal como fabricado
O		Recozimento e recristalização
H	1	Encruamento Simples
	2	Encruamento e recozimento parcial
	3	Encruamento e estabilização
T	1	Solubilização parcial e envelhecimento natural
	2	Arrefecimento e recozimento
	3	Solubilização e trabalho a frio
	4	Solubilização e envelhecimento natural
	5	Envelhecimento artificial
	6	Solubilização e envelhecimento artificial
	7	Solubilização e estabilização
	8	Solubilização, encruamento e envelhecimento artificial
	9	Solubilização, envelhecimento artificial e encruamento
	10	Arrefecimento, encruamento e envelhecimento artificial

2.3. Soldadura laser em ligas de alumínio

O processo de soldadura laser é considerado como um método de soldadura promissor para ligas de alumínio, devido à estreita focalização e alta densidade de potência do feixe laser. Este método ainda oferece uma elevada velocidade de soldadura, o que o torna um processo altamente produtivo, originando uma soldadura estreita e profunda, com uma reduzida zona termicamente afetada, boas propriedades mecânicas e baixa distorção estrutural ¹⁰.

A soldadura laser pode ser classificada em dois modos: por condução térmica ou por penetração, dependendo da densidade de potência do laser, como podemos visualizar na Figura 2.2

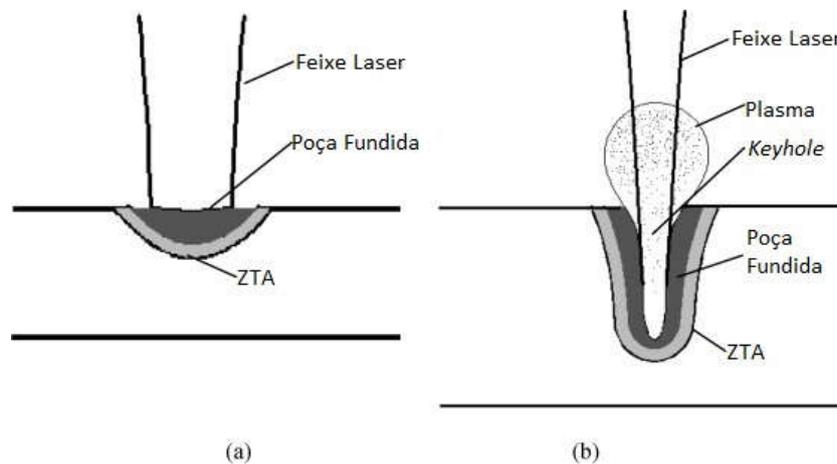


Figura 2.2. Diagrama esquemático dos modos de soldadura laser, (a) por condução térmica e (b) por penetração¹⁰.

O processo de soldadura por condução térmica, (Figura 2.2 (a)), ocorre para densidades de potência na ordem dos 10^4 a 10^6 W/cm^2 . Durante este processo, a energia absorvida, sob a forma de calor, ocorre à superfície do material, sendo transferido para o interior do mesmo por condução térmica, formando assim uma poça fundida. A poça de material fundido, formada à superfície, tem uma forma hemisférica e é apenas superficial e pouco profunda, mas em contrapartida é bastante estável, pelo que as soldaduras utilizando este processo terão poucos defeitos. Este tipo de soldadura é aplicável a componentes com paredes relativamente finas¹⁰.

No processo de soldadura por penetração, (Figura 2.2 (b)) a densidade de potência do feixe laser é normalmente superior a 10^6 W/cm^2 , ocorrendo vaporização do material e formando uma cavidade, tecnicamente designada por *keyhole*. Essa cavidade é formada devido à pressão de recuo que os gases, provenientes do material vaporizado, exercem sobre o material fundido. A energia do laser é praticamente toda absorvida no interior do *keyhole*. O plasma induzido pelo laser é gerado pela ionização parcial do vapor do metal através da absorção da energia do laser¹⁰. De forma resumida, o efeito *keyhole*, o plasma induzido pelo laser e a refletividade do alumínio são três tipos de fenômenos físicos importantes, tornando o processo de soldadura por penetração mais complexo¹⁰.

Qualquer tipo de soldadura é afetado por diversos parâmetros que devem ser ajustados de forma a obter a melhor soldadura possível. No caso da soldadura laser, os parâmetros a ter em consideração são a potência do laser, o comprimento de onda, a velocidade de soldadura, a posição e o ângulo de incidência, o gás de proteção a utilizar e o material de adição. Com o perfeito ajuste destes parâmetros, pretendemos melhorar a soldadura de forma a minimizar a presença de defeitos.

Como um processo convencional de soldadura por fusão, a soldadura laser produz igualmente três regiões diferentes: a zona fundida (ZF), a zona parcialmente fundida (ZPF) e a zona termicamente afetada (ZTA)

Na zona fundida a temperatura a que o material é sujeito, está acima da temperatura de fusão do material, ficando este em estado líquido. É também nesta zona que podem ocorrer fissuras de solidificação, porosidade e até perdas de elementos de liga ¹¹.

Na zona parcialmente fundida as temperaturas máximas variam entre a temperatura eutética e a temperatura *liquidus* da liga. Nesta mesma zona poderão existir fendas devido aos grãos debilitados ¹¹.

A zona termicamente afetada está sujeita a temperaturas abaixo da temperatura eutética sendo que não existe fusão do material durante o processo de soldadura nesta zona. Apesar desta zona ser bastante estreita em soldaduras a laser, ocorrem reações no estado sólido como o crescimento de grão e engrossamento de precipitados ¹¹.

Todos os processos de soldadura produzem sempre algumas imperfeições, mesmo que impercetíveis à vista desarmada. O processo de soldadura laser não é exceção e segundo Cao *et al* ¹¹ nas soldaduras podem ocorrer defeitos como a falta de penetração, excesso de porosidade, perda de elementos de liga ou ainda degradação das propriedades mecânicas.

Os poros durante o processo de soldadura, poderão surgir de duas formas: devido à passagem ao estado molecular do hidrogénio, Figura 2.3 (a), que ocorre durante o processo de arrefecimento e solidificação do alumínio (este hidrogénio é absorvido no estado iónico da atmosfera ou de humidade nos materiais durante a soldadura) ¹¹; e devido ao colapso do *keyhole*, Figura 2.3 (b), que ocorre principalmente nas soldaduras de penetração parcial e raramente é observada nas soldaduras de penetração total ¹⁰.

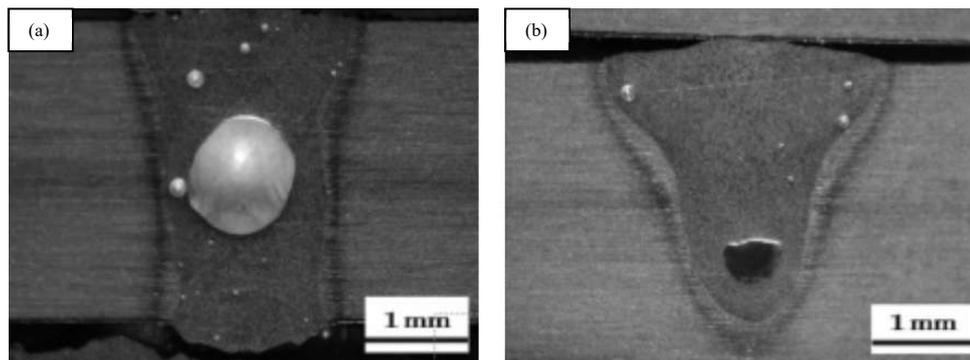


Figura 2.3. Porosidade na soldadura laser, (a) porosidade devido ao hidrogénio; (b) porosidade devido ao colapso do *keyhole*¹².

Algumas ligas de alumínio são bastante propensas à fissuração devido ao seu elevado intervalo de temperatura de solidificação e alto coeficiente de expansão térmica ¹¹. Os dois principais tipos de fissuração são: a fissuração por liquação, que ocorre no material base ou zona afetada pelo calor quando há compostos de baixo ponto de fusão nas fronteiras de grão, os quais fundem para temperaturas relativamente baixas; e a fissuração por solidificação, que ocorre exclusivamente na zona fundida e deve-se também à presença de elementos com baixo ponto de fusão associada às tensões de tração criadas no arrefecimento. É mais usual nas ligas mais resistentes das séries 2xxx, 6xxx e 7xxx.

2.4. Propagação de fendas por fadiga

A ruína por fadiga é resultado da nucleação e propagação de fissuras que surgem na peça submetida a tensões dinâmicas sendo este fenómeno um processo progressivo que engloba as várias fases indicadas na Figura 2.4.

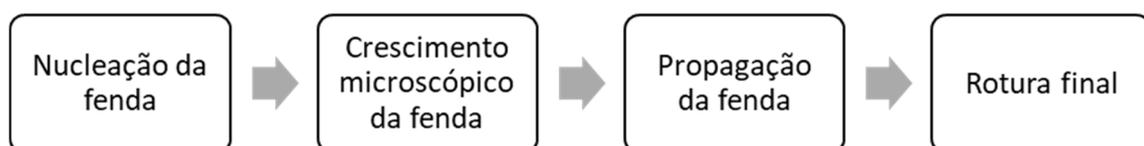


Figura 2.4. Fases do processo de fadiga.

As duas primeiras fases dizem respeito ao período de iniciação da fenda. A propagação da fenda macroscopicamente constitui o período de propagação. De forma a verificar-se fadiga na peça, é necessário que nucleie uma fissura numa determinada região do material e que haja uma propagação dessa fissura, conduzindo à rotura final.

2.4.1. Aplicação da mecânica da fratura à propagação de fendas

2.4.1.1. Noção de fator de intensidade de tensões

Na mecânica da fratura linear elástica (MFLE), o fator de intensidade de tensão (K) ocupa um lugar de destaque. Este fator foi proposto por Irwin ¹³, e representa o parâmetro que quantifica a intensidade de tensões provocadas pela presença de fendas. A magnitude de K para uma fenda depende de fatores como a forma, posicionamento e dimensão da fenda, carregamento, orientação do componente e da proximidade de outras fendas. Assim sendo, K para uma dada geometria, é dado pela seguinte expressão:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (2.1)$$

em que σ é a tensão nominal remotamente aplicada, a é a dimensão característica da fenda e Y o fator geométrico adimensional que depende da geometria do componente, da distribuição do carregamento e do posicionamento e forma da fenda.

A rotura do componente contendo uma fenda sucederá quando K atingir um valor crítico, K_c , denominado por tenacidade à fratura, que determina a capacidade de o material resistir à propagação instável de uma fenda. Assim sendo, um dimensionamento à fratura consiste em garantir que K seja inferior a K_c .

2.4.1.2. Curvas $da/dN - \Delta K$

De forma a poder caracterizar o crescimento de fendas por fadiga para qualquer geometria do provete, Paris *et al* ¹⁴, sugeriram que a velocidade de propagação da fenda de fadiga (da/dN) poderia ser relacionada com a gama do fator de intensidade de tensões (ΔK) durante um certo número de ciclos.

Assim, o estudo da propagação de fendas por fadiga faz-se analisando o diagrama $da/dN - \Delta K$. Este diagrama relaciona a velocidade de propagação da fenda de fadiga, da/dN , com a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}, \quad (2.2)$$

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ são, respetivamente, os valores máximo e mínimo de K , no ciclo de carga. Portanto, e de acordo com a definição do fator de intensidade de tensão, da equação (2.1) vem

$$K_{m\acute{a}x} = Y\sigma_{m\acute{a}x}\sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

$$K_{m\acute{i}n} = Y\sigma_{m\acute{i}n}\sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ são as tensões máxima e mínima do ciclo de carga, respetivamente.

Para determinar a curva $da/dN - \Delta K$, realizam-se ensaios em provetes com uma geometria em que se conheça a formulação de K , obtendo-se assim a curva (a, N) para uma determinada tensão, medindo-se o comprimento da fenda com sistemas óticos e elétricos ou por medição da variação de rigidez do provete; da/dN é a tangente à curva (a, N) em cada ponto e, substituindo o valor de a correspondente nas equações (2.3) e (2.4), obtém-se, para cada ponto da curva de propagação, um par de valores $(da/dN, \Delta K)$ que permite traçar o diagrama representado na Figura 2.5 ⁶. Sendo que este procedimento descrito ao pormenor na norma ASTM E647-00 ¹⁵.

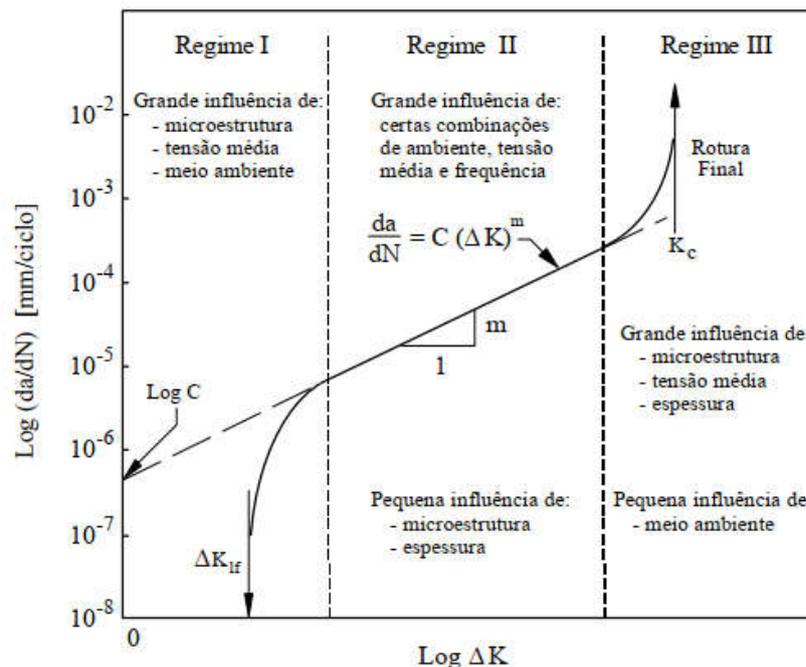


Figura 2.5. Representação esquemática de uma curva $da/dN - \Delta K$ típica e dos parâmetros mais influentes em cada regime¹⁶.

Na Figura 2.5, estão representados três regimes diferentes, sendo eles o Regime I, II e III. O regime I diz respeito ao início da propagação da fenda, com uma velocidade bastante lenta, sendo este regime limitado inferiormente pelo limiar de propagação à fadiga, ΔK_{If} . No regime II, a velocidade a propagação da fenda apresenta uma relação

aproximadamente linear com ΔK , em coordenadas logarítmicas. Por último, o regime III é relativo à propagação até à rotura, com uma velocidade bastante elevada. Neste regime, verifica-se uma forte sensibilidade da velocidade de propagação a pequenas variações de ΔK .

A Figura 2.5 mostra que a curva $da/dN - \Delta K$ não apresenta um comportamento sempre linear, mas no regime II apresenta um comportamento perto do linear. Assim, no regime II, a curva $da/dN - \Delta K$ de um material pode ser dado através da equação de Paris¹⁷ (equação (2.5)):

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (2.5)$$

onde C e m são constantes obtidas experimentalmente.

Como indicado na Figura 2.5 as curvas $da/dN - \Delta K$ são influenciadas por vários fatores, sendo os mais importantes as propriedades do material, a tensão média, o meio ambiente, a frequência de aplicação da carga, a espessura e a história de carga.

A influência da tensão média na velocidade de propagação é mais elevada no regime I e no regime III. No regime II esta influência apresenta-se moderada no caso dos aços, podendo ser significativa em algumas ligas de alumínio. O efeito da tensão média é geralmente indicado em termos da razão de tensão, R , sendo definida como

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}} \quad (2.6)$$

Para ensaios de fadiga realizados ao ar, o aumento de R conduz normalmente a um aumento da velocidade de propagação e a uma redução no valor da gama do fator de intensidade de tensão limiar de fadiga, ΔK_{lf} . Esta tendência tem sido frequentemente observada em ligas de alumínio^{18,19}.

2.4.2. O fenómeno do fecho de fenda

O fenómeno do fecho de fenda foi introduzido por Elber²⁰ para explicar o efeito da razão de tensão na propagação de fendas por fadiga.

Em comparação com cargas a amplitude constante, as sobrecargas causam tensões de compressão na ponta da fenda. Consequentemente, as cargas de tração aplicadas a seguir à sobrecarga são utilizadas para abrir novamente a fenda levando a uma carga efetiva menor e ao retardamento do crescimento das fendas²¹.

Elber observou que só há propagação de fenda durante a parte do ciclo de carga onde a fenda se encontra totalmente aberta pois quando a fenda fecha, esta transmite tensões de compressão entre as duas faces e, portanto, a restante parte do ciclo de carga é relativamente ineficiente.

Então, a força motora da propagação da fenda de fadiga através de uma gama efetiva do fator de intensidade de tensões, ΔK_{ef} , é dada pela equação (2.7),

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (2.7)$$

onde K_{ab} é o fator de intensidade de tensão a partir do qual a fenda se encontra totalmente aberta ¹⁶.

A Figura 2.6 ilustra esquematicamente o efeito do fecho de fenda, comparando a variação da carga e do deslocamento de abertura da fenda durante um ciclo de carga ¹⁹.

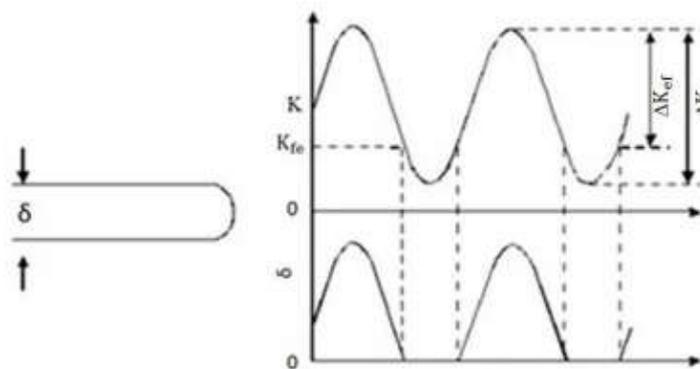


Figura 2.6. Variação do deslocamento da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} ¹⁹.

Os parâmetros ΔK_{ef} e ΔK estão relacionados entre si através da seguinte expressão

$$\Delta K_{ef} = U \Delta K, \quad (2.8)$$

onde U é o parâmetro normalizado da razão de carga definido por Elber ²² como

$$U = \frac{K_{m\acute{a}x} - K_{ab}}{K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}}, \quad (2.9)$$

2.4.2.1. Causas do fecho da fenda

Como já explicado anteriormente, o mecanismo do fecho de fenda é explicado por Elber através da plasticidade induzida na extremidade da fenda durante o processo de

crescimento por fadiga. Porém, estudos realizados posteriormente mostraram que este mecanismo não era a única causa do fenômeno de fecho sendo revelada a existência de outros mecanismos de fecho que também influenciavam a velocidade de propagação de fendas.

De seguida serão abordados os principais mecanismos de fecho de fenda. A Figura 2.7 apresenta, esquematicamente, os mecanismos de fecho induzidos por plasticidade, por óxidos e por rugosidade.

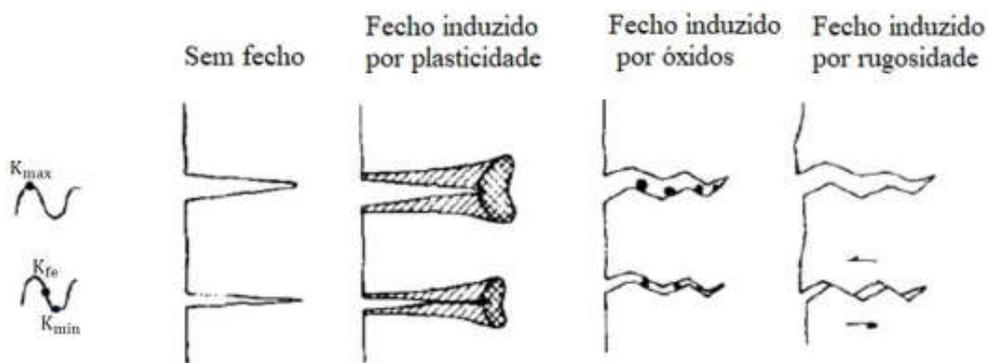


Figura 2.7. Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda²³.

O fecho de fenda induzido por plasticidade é o mecanismo mais comum devido à deformação plástica que ocorre na extremidade da fenda. Portanto, a região deformada plasticamente em ambas as faces da fenda atua como uma cunha atrás da extremidade da fenda. Desta forma, as tensões residuais de compressão, resultantes do material deformado elasticamente que rodeia a cunha, provocam o contato prematuro das superfícies de fratura, como ilustra a Figura 2.7¹⁶.

O mecanismo de fecho de fenda por óxidos foi proposto por Paris *et al*²⁴ em resultado de estudos em provetes de aços de reservatórios sob pressão imersos em água destilada. Assim, se a propagação da fenda ocorrer em ambientes ativos ou agressivos, tais como ar húmido ou água salgada, os fragmentos de óxidos resultantes da fretagem entre as superfícies de fratura junto à extremidade da fenda podem aumentar a carga de fecho da fenda¹⁹.

Por ultimo, o fecho de fenda induzido por rugosidade é um dos mecanismos capaz de explicar alguns efeitos da microestrutura na velocidade de propagação²⁵. Este tipo de fecho de fenda ocorre devido à interferência entre as irregularidades nas faces opostas da

fenda. O contacto prematuro durante o descarregamento resulta do desencontro das superfícies de fratura causado por um ligeiro movimento relativo, como ilustra a Figura 2.7. Este mecanismo depende do grau de rugosidade e da extensão dos deslocamentos na extremidade da fenda ¹⁶.

2.4.3. Propagação de fendas por fadiga sob solicitações de amplitude variável

Em condições normais de serviço os componentes mecânicos são submetidos a solicitações de amplitude variável e, vulgarmente, com características aleatórias. O estudo desses fenómenos requer a análise da sequência de cargas simples, que sejam representativas dos acontecimentos típicos que ocorrem durante a propagação sob amplitude de carga variável. Desta forma, o estudo de sobrecargas pontuais é bastante pertinente, pois apresentam um período de crescimento da fenda seguido de um retardamento acentuado da taxa de propagação, como ilustra a Figura 2.8.

A Figura 2.8 (a), apresenta um efeito típico da sobrecarga na extensão de vida de fadiga, onde a severidade na redução da taxa de propagação da fenda é quantificada pelo número de ciclos de atraso, N_D , pelo incremento de fenda afetado pela sobrecarga, Δa_{OL} , ou pela razão N_D/N_{CA} . O parâmetro N_D é a diferença entre o número de ciclos em que a propagação da fenda é afetada pela sobrecarga e o número de ciclos necessário para atingir o mesmo comprimento de fenda em amplitude constante, N_{CA} . O parâmetro Δa_{OL} é o incremento de fenda entre o momento da aplicação da sobrecarga e o ponto onde a taxa de propagação volta a atingir a taxa de propagação da solicitação base.

Na Figura 2.8 (b), é notável um atraso na taxa de crescimento da fenda devido a aplicação da sobrecarga, podendo esse efeito ser dividido em duas fases separadas: a primeira fase ocorre diretamente após a aplicação da sobrecarga (ponto S) e é devido ao ciclo de carga efetivo; a taxa de crescimento diminui para atingir a taxa de crescimento mínima (ponto M). A segunda fase é devido ao crescimento da fenda, onde ocorre um restabelecimento total da taxa de crescimento da fenda (até ao ponto R) ²⁶.

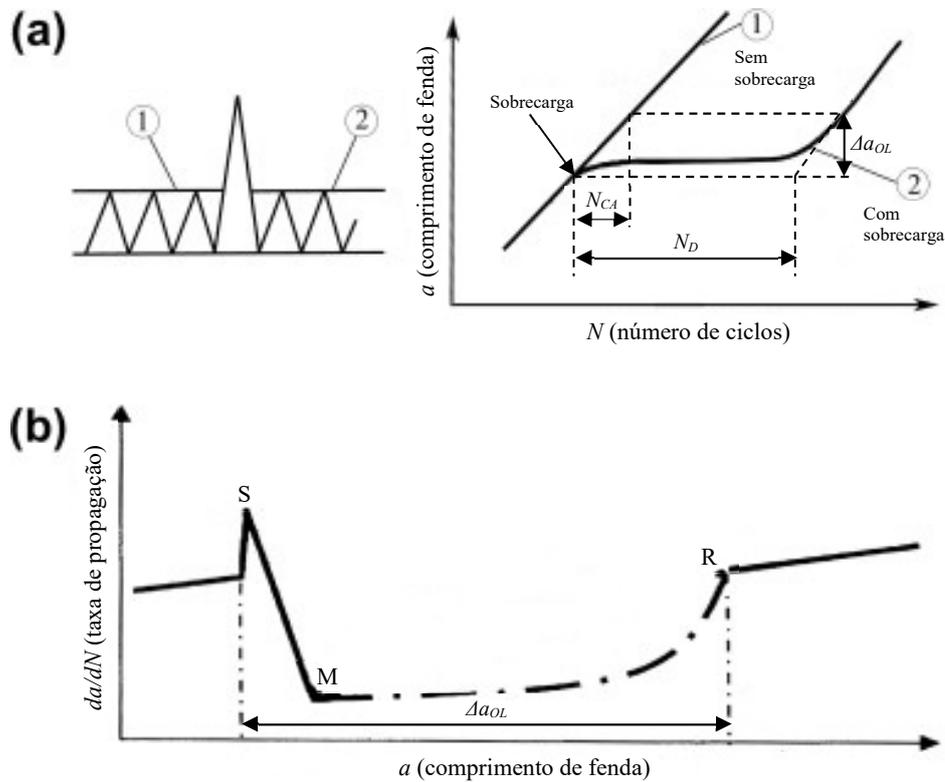


Figura 2.8. (a) Extensão típica de vida em fadiga devido a uma sobrecarga e (b) atraso na taxa de propagação da fenda após sobrecarga (modificado a partir de ²⁷).

A intensidade da sobrecarga pode ser representada pelo parâmetro adimensional OLR , designado por razão de sobrecarga. Este parâmetro é obtido pela razão entre a gama do fator de intensidade de tensões da sobrecarga, ΔK_{OVL} , e a gama do fator de intensidade de tensões inicial dos ensaios regulares, ΔK_{BL} ,

$$OLR = \frac{\Delta K_{OL}}{\Delta K_{BL}}, \quad (2.10)$$

A Figura 2.9 representa os parâmetros utilizados na equação (2.10), de forma a definir as condições de sollicitação em testes realizados com sobrecargas únicas de tração.

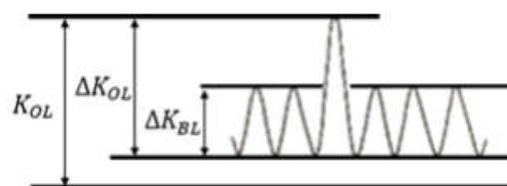


Figura 2.9. Representação do ciclo de carga com aplicação de sobrecarga para carregamentos a ΔK constante¹⁶.

2.4.4. Mecanismos que contribuem para o efeito da sequência de carga

Serão expostos, seguidamente, os principais mecanismos que poderão contribuir para a aceleração e/ou retardamento do crescimento da fenda.

2.4.4.1. Arredondamento da extremidade da fenda

Em 1959, Christensen foi o primeiro a abordar esta teoria, referindo que a fenda comporta-se como um entalhe devido ao arredondamento da extremidade da fenda provocado pela sobrecarga. Segundo o mesmo autor, o retardo no crescimento da fenda deve-se ao número de ciclos de solitação necessários para reiniciar a fenda, antes de esta poder continuar a propagar-se a partir do entalhe ²⁸.

Após vários estudos, concluiu-se que este mecanismo provoca um breve período de aceleração, pois elimina o contacto entre as faces da fenda em vez de provocar um retardamento na propagação da fenda ^{29,30}.

2.4.4.2. Endurecimento na frente da fenda

Jones, em 1973, sugeriu que a elevada deformação plástica induzida pela sobrecarga pode provocar o endurecimento da região à frente da extremidade da fenda, aumentando a resistência do material nesta zona. Assim, a fenda terá de se propagar para além desta região antes de retomar a velocidade de propagação correspondente à solitação a amplitude constante ³¹.

2.4.4.3. Tensões residuais de compressão

Schijve & Broek propuseram que as tensões produzidas pela sobrecarga de tração geram tensões residuais de compressão numa reduzida zona localizada na frente da extremidade da fenda. Logo, as tensões aplicadas são reduzidas pela existência destas tensões residuais, o que reduz a razão de tensão local, induzido o retardamento do crescimento da fenda na zona referida ³².

2.4.4.4. Fenda irregular

Foi observado que em algumas ligas metálicas propensas à deformação por acumulação de deslocamentos em planos de deslizamento, a aplicação de uma sobrecarga de tração pode produzir uma bifurcação ou uma deflexão da fenda, voltando, depois de um certo período de crescimento, à direção média de propagação verificada antes da sobrecarga ^{18,33}.

A ramificação da fenda ou o seu avanço segundo uma trajetória inclinada gera um crescimento da fenda em modo misto (modo I e II), produz uma redução do fator de intensidade de tensões equivalente e, por consequência, da velocidade de propagação ¹⁶.

2.4.4.5. Fecho Induzido por plasticidade

Elber propôs que o fecho de fenda induzido por plasticidade pode causar o fenómeno de retardamento da fenda devido à deformação plástica que acontece na extremidade da fenda após uma sobrecarga de tração ²².

Através deste mecanismo, a aceleração inicial logo após a sobrecarga acontece porque o nível de fecho de fenda é reduzido devido ao arredondamento da extremidade da fenda. Para que o fecho de fenda induzido por plasticidade retarde o crescimento da fenda após a sobrecarga, a fenda precisa de crescer durante uma distância inicial, de modo a que a zona plástica criada pela sobrecarga comece a fazer parte do material que permanece deformado plasticamente atrás da extremidade da fenda. Consequentemente, só quando a fenda já propagou para o interior da zona plástica criada pela sobrecarga é que as tensões residuais de compressão existentes atrás da extremidade da fenda podem causar o contacto prematuro das faces das fendas, verificando-se o atraso da propagação ¹⁶.

2.4.5. Caracterização da propagação de fendas por fadiga em juntas T soldadas

2.4.5.1. Solicitações de amplitude constante

De Siqueira *et al* [2017] ³⁴, estudaram a propagação de fendas por fadiga a amplitude constante, em juntas T soldadas a laser, na liga AA6013-T4 com provetes C(T), e com o reforço paralelo à direção de propagação da fenda, comparando com a curva de propagação do material base. As Figura 2.10 a) e b) apresentam os resultados obtidos por estes autores para o material base e para a junta T, respetivamente. Com os resultados obtidos concluíram que os provetes CPC 23 e 25 exibiam a mesma taxa de propagação de fenda que o material de base. No entanto, no provete CPC 24 a fenda começou com uma taxa de propagação menor do que o material base e apenas quando atingiu o valor de $3,0 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$ é que a fenda começou a propagar-se com a mesma taxa do material de base. De Siqueira *et al*, concluíram que os resultados de propagação de fenda mostram que a presença de defeitos na zona de fusão afeta diretamente a vida de fadiga da junta soldada.

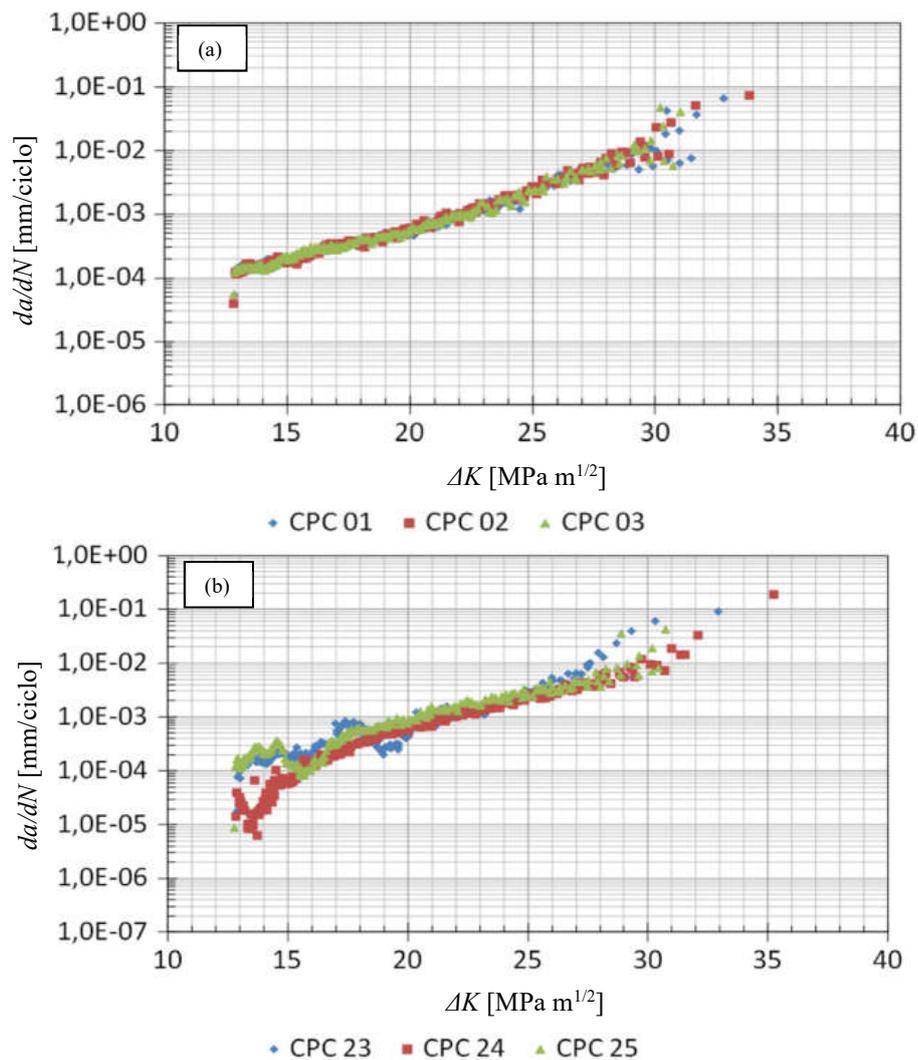


Figura 2.10. Curvas de propagação de fenda por fadiga, da/dN , em função do fator de intensidade de tensões ΔK , (a) material base, (b) junta T com o reforço paralelo a propagação da fenda³⁴.

2.4.5.2. Solicitações de amplitude variável

Daneshpour *et al* [2009)]²¹, investigaram o efeito de sobrecargas no comportamento de propagação de fendas, em provetes do tipo M(T), no material base e em componentes soldados por laser na liga AA2139-T8.

A Figura 2.11 apresenta a comparação dos resultados experimentais e previstos, pelo modelo de Wheeler, da taxa de propagação da fenda em provetes M(T) a amplitude de carga constante e com uma sobrecarga simples. De acordo com a Figura 2.11 (a), quando aplicada a sobrecarga, há uma pequena diminuição da taxa de propagação da fenda recuperando o comportamento rapidamente, após a fenda ter saído da zona plástica formada com a aplicação da sobrecarga. Na Figura 2.11 (b), após a aplicação da sobrecarga, a taxa

de crescimento da fenda diminui para um valor mínimo. Ao atingir esse mínimo a taxa de crescimento da fenda recupera e aproxima-se, gradualmente, do crescimento normal da fenda a amplitude constante.

Daneshpour *et al*, concluíram com este estudo que na amostra soldada o efeito da sobrecarga simples é considerado bastante eficaz e leva a uma maior vida de fadiga do que na amostra do material base.

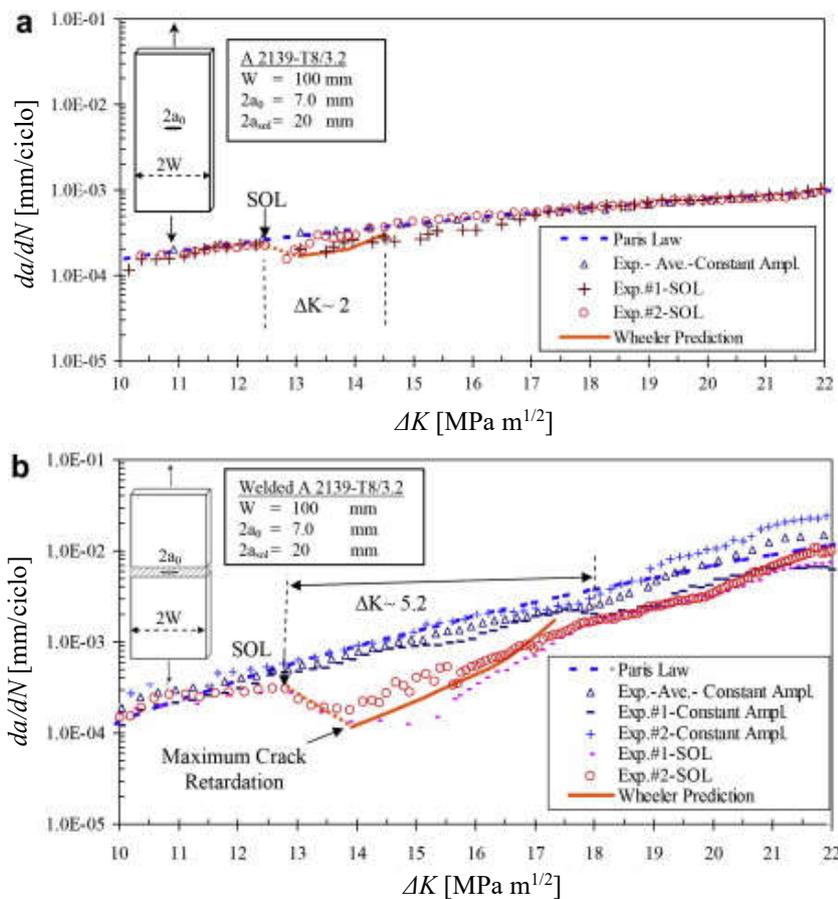


Figura 2.11. Curvas de propagação de fenda sob amplitude constante e com sobrecarga simples, SOL, com (a) amostra M(T) em material de base e (b) amostra M(T) soldada a laser²¹.

Em 2011, Daneshpour *et al*²⁶, estudaram novamente o efeito de sobrecargas simples na taxa de propagação de fendas por fadiga, agora na liga AA6056-T6 com provetes do tipo C(T) em material base e em componentes soldados a laser.

As Figura 2.12 a) e b) revelam as taxas de crescimento da fenda em função do comprimento da fenda no material base e na amostra soldada, respetivamente, observando-

se claramente o fenómeno de retardo do crescimento da fenda após a aplicação da sobrecarga de tração. O efeito da sobrecarga é bastante evidente nos dois casos, atingindo mínimos consideráveis na taxa de propagação. No material soldado o mínimo na taxa de propagação da fenda é mais reduzido que no material base. Após atingido esse valor mínimo, a taxa de propagação da fenda recupera progressivamente, aproximando-se do comportamento de propagação conhecido a uma carga de amplitude constante.

Daneshpour *et al*, concluíram com este estudo que a sobrecarga de tração causa um retardo maior nos componentes soldados a laser do que no material de base. A aplicação de uma sobrecarga de tração induz uma grande plasticidade da ponta da fenda confinada à zona de soldadura, que é alongada à frente da ponta da fenda e resulta num retardo significativo da fenda e numa maior vida útil à fadiga nas amostras soldadas a laser.

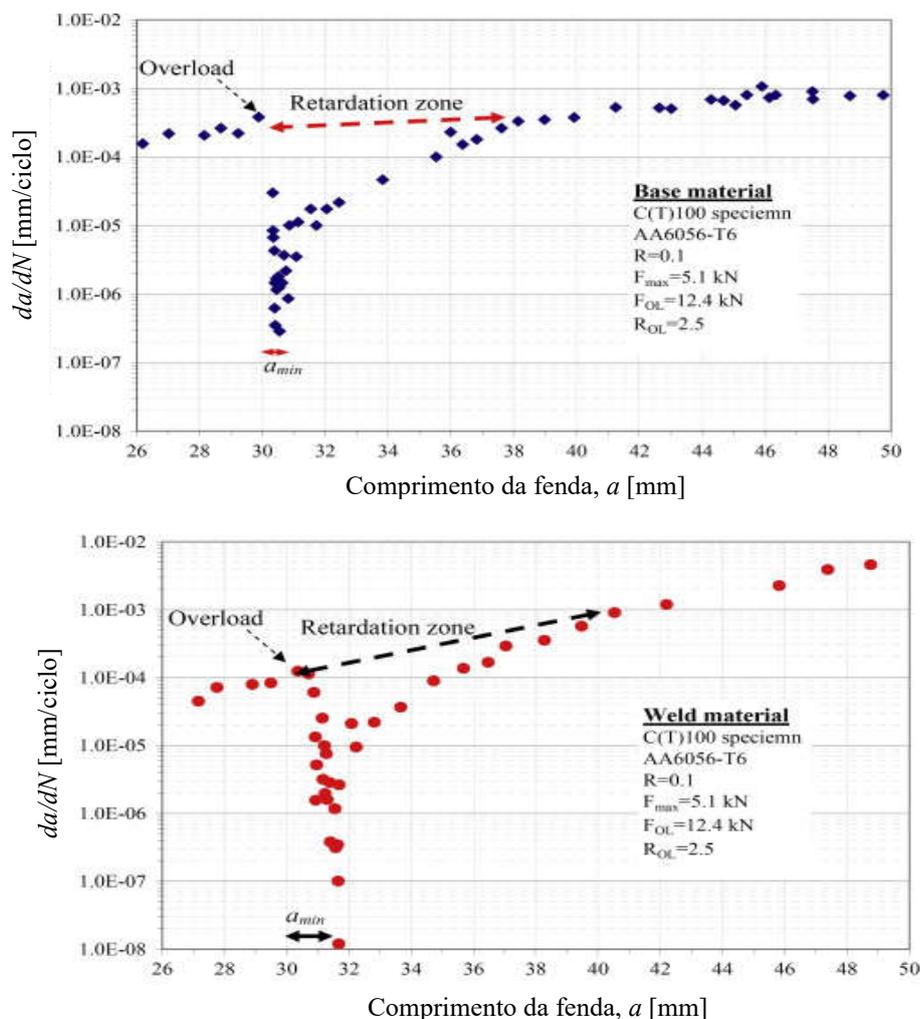


Figura 2.12. Taxa de propagação de fendas por fadiga versus comprimento da fenda, em (a) material base e (b) amostra soldada a laser para um $OLR = 2,5^{26}$.

3. MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

3.1. Soldadura

Foram realizadas soldaduras em juntas T, de distintas ligas de alumínio, para o revestimento e o reforço, e ainda uma terceira liga que foi utilizada como material de adição na soldadura.

3.1.1. Ligas usadas

Para o revestimento, utilizou-se a liga AA2024 com um tratamento térmico T4 (solubilização e envelhecimento natural, com a seguinte composição química

Tabela 3.1. Composição química nominal [% em peso] da liga AA2024⁷

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	outros
0,5	0,5	3,8-4,9	0,3-0,9	1,2-1,8	0,1	0,25	0,15	0,15

No reforço foi utilizada a liga AA7075, com um tratamento térmico T6 (solubilização e envelhecimento artificial). Na tabela seguinte é apresentada a composição química desta liga.

Tabela 3.2. Composição química nominal [% em peso] da liga AA7075⁷

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	outros
0,4	0,5	1,2-2	0,3	2,1-2,9	0,18-0,28	5,1-6,1	0,2	0,15

O material de adição escolhido foi a liga AA4047, onde a composição química está indicada na tabela seguinte

Tabela 3.3. Composição química nominal [% em peso] da liga AA4047⁷

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	outros
11-13	0,8	0,3	0,15	0,1	--	0,2	--	0,15

Na seguinte tabela são apresentadas as propriedades mecânicas referentes ao revestimento e ao reforço

Tabela 3.4. Propriedades mecânicas dos materiais de base³⁵

	Módulo de Young, E [GPa]	Tensão de Ruptura, σ_R [MPa]	Tensão de cedência, σ_c [MPa]
AA2024-T3	78,6	479	359
AA7075-T6	74,4	592	529

3.1.2. Processo de Soldadura

De modo a soldar as chapas com as dimensões 500 x 160 x 2 mm para o revestimento e 500 x 40 x 2 mm para o reforço, foi utilizado um laser de disco de onda contínua, TruDisk 16002, e uma ótica de focagem, BEO D70, com uma potência máxima de 12 kW, um comprimento de onda de 1,030 μm e um comprimento focal de 200 mm acima do reforço. Utilizou-se ainda Argon, como gás de proteção, com um caudal de 10 litros por minuto.

A adição de material de enchimento foi executada com um ângulo de 25° com o cordão de soldadura, sendo adicionado na direção da mesma. O gás de proteção foi adicionado do lado oposto com um ângulo de 25° com o cordão de soldadura, como se pode observar na Figura 3.1.

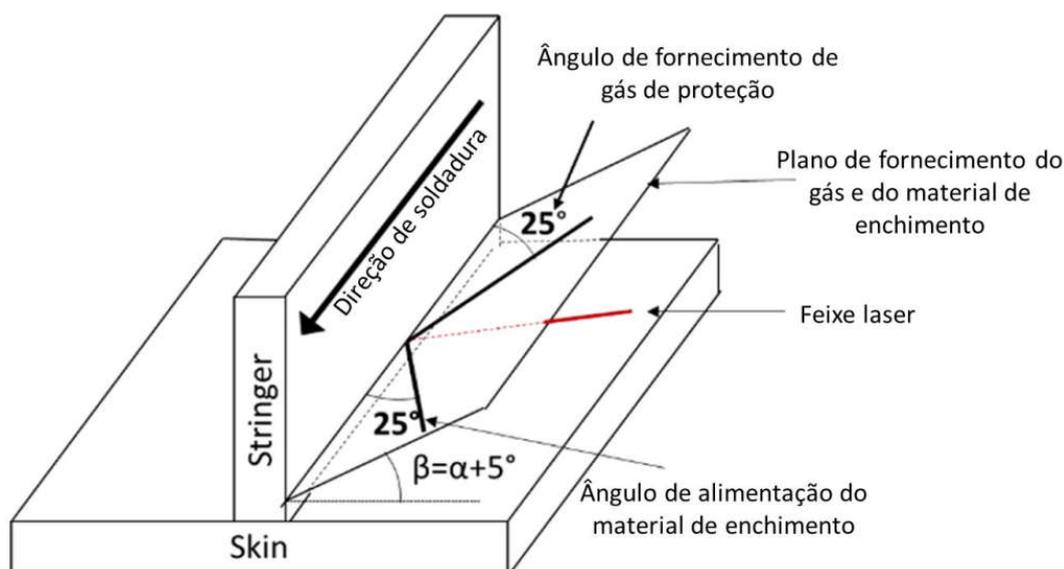


Figura 3.1. Representação esquemática da junta T e dos ângulos empregados na soldadura⁵.

3.1.3. Parâmetros de Soldadura

Na Tabela 3.5 estão referidas as séries de soldaduras utilizadas no presente trabalho juntamente com os parâmetros de soldadura adotados para cada uma. De notar que foram soldadas várias chapas com parâmetros de soldadura distintos de forma a obter uma junta soldadura com boa morfologia, sendo as séries apresentadas na tabela abaixo com a melhor morfologia e sem a presença de defeitos significativos.

Em ambas as séries utilizadas neste trabalho apresentam parâmetros iguais como o diâmetro do spot, os ângulos de incidência do feixe, do fio e do gás em relação ao revestimento, a velocidade de soldadura e a taxa de alimentação do fio. Apresentando distinção apenas na potência do feixe, assim como na posição de incidência do feixe laser e na densidade de potência, calculada a partir da potência do feixe e do diâmetro do spot.

Tabela 3.5. Soldaduras utilizadas no presente trabalho.

Série	D [μm]	α [$^{\circ}$]	β [$^{\circ}$]	θ [$^{\circ}$]	v [mm/s]	T [m/min]	Pot [kW]	d [mm]	Q [l/min]	DP [MW/cm ²]
12	600	10	15	15	40	4,3	3,4	0	10	1,20
18	600	10	15	15	40	4,3	2,9	0,3	10	1,03

A Figura 3.2 apresenta as dimensões relevantes da soldadura, Figura 3.2 (a), assim como o ângulo de empeno, Figura 3.2 (b). Esses valores foram medidos por Oliveira *et al*³⁵, e estão apresentados na Tabela 3.6. Nas duas séries estudadas as dimensões da soldadura assim como o ângulo de empeno são diferentes.

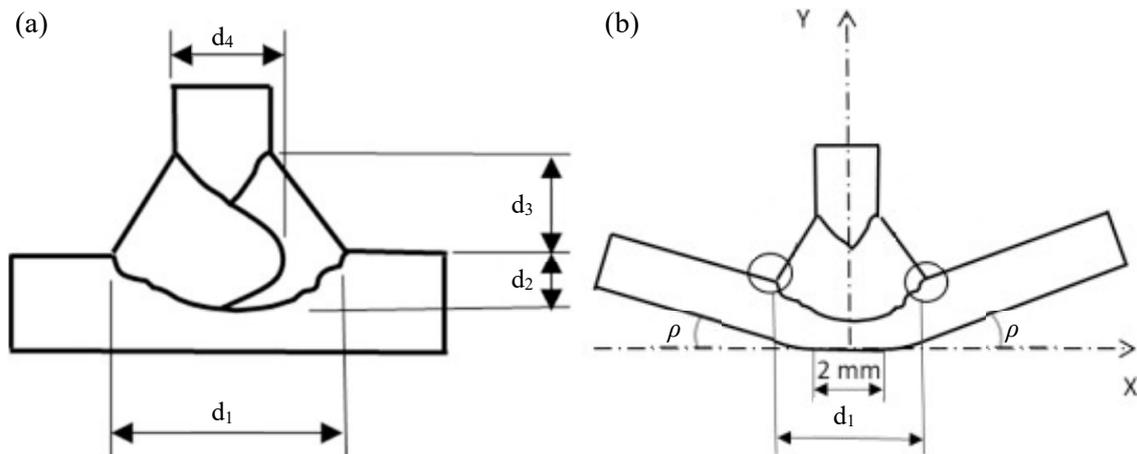


Figura 3.2. Representação esquemática: (a) das principais dimensões da soldadura⁵; (b) amostra desalinhada³⁵.

Tabela 3.6. Resultados morfológicos revelantes^{5,35}.

Série	d ₁ [mm]	d ₂ [mm]	d ₃ [mm]	d ₄ [mm]	ρ [°]
12	7,17	0,9.4	2,28	1,77	2,3
18	6,25	0,45	2,34	1,36	2,9

3.2. Metalografia da junta soldada

Ao analisar a Figura 3.4, podemos concluir que a soldadura tem uma morfologia bem definida, através da qual se podem distinguir três zonas distintas: material base, zona fundida e zona termicamente afetada.

No material de base, Figura 3.4 (c), os grãos estão alinhados na direção da laminagem com um comprimento médio de 41,6 μm e largura média de 14,6 μm.

Na zona fundida junto às linhas de fusão, Figura 3.4 (a) e (d), observa-se que os grãos são mais alongados com forma dendrítica colunar, crescendo paralelamente entre si, partindo da linha de fusão na direção do escoamento de calor. O interior da zona fundida, Figura 3.4 (b), apresenta uma estrutura de grão dendrítico muito refinado, com comprimento médio de $11,8 \mu\text{m}$ e largura média de $6,3 \mu\text{m}$.

Na Figura 3.4 (a), observa-se a zona afetada pelo calor, junto a linha de fusão e do lado do material de base, os grãos são aproximadamente equiaxiais e de elevado tamanho. Na Figura 3.4 (a) e (d), as zonas afetadas pelo calor, próximo da linha de fusão, apresentam uma redução do tamanho de grão quando comparada com a microestrutura do material base, Figura 3.4 (c).

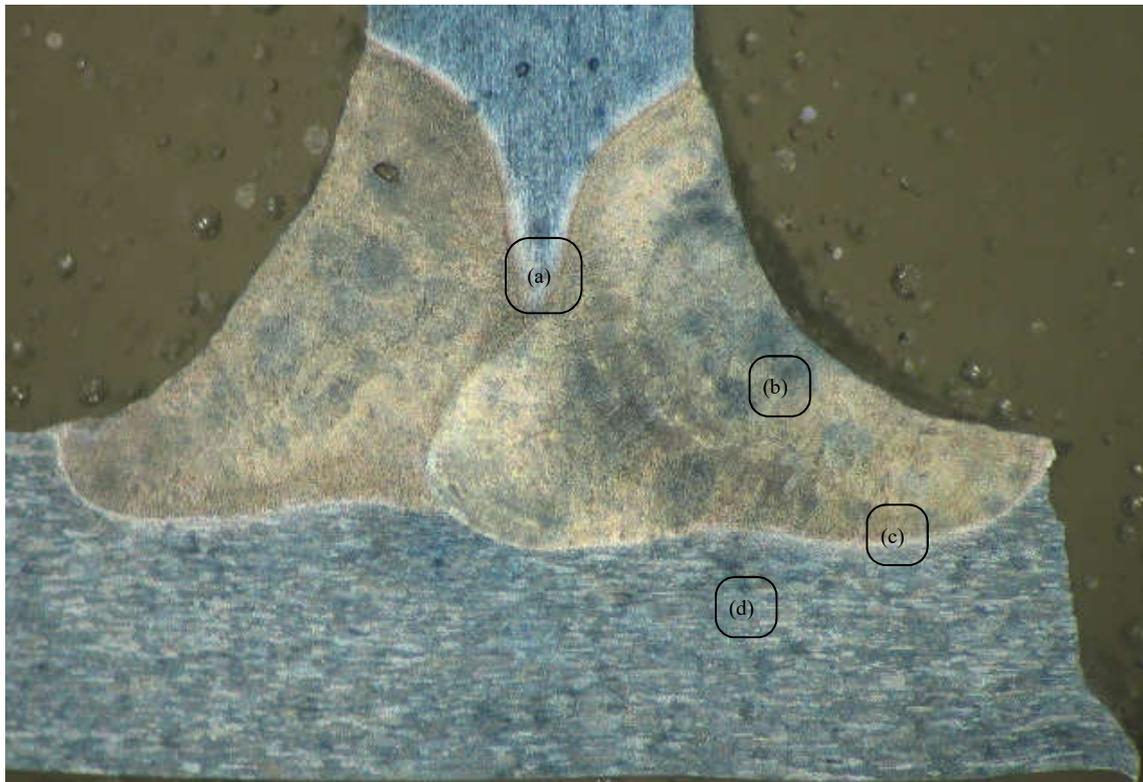


Figura 3.3. Metalografia da junta soldada.

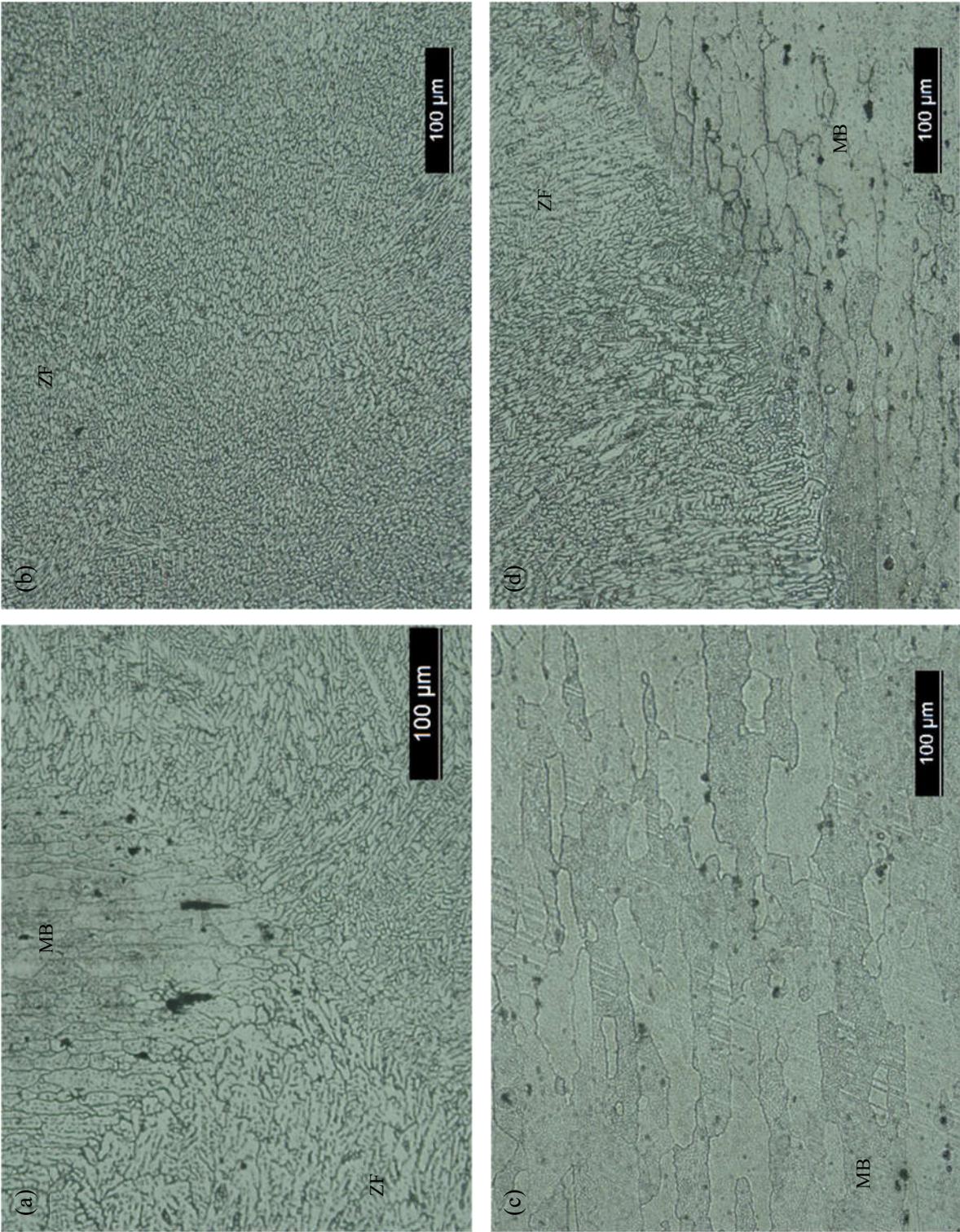


Figura 3.4. Ampliação de várias zonas da metalografia da junta soldada.

3.3. Geometria e Preparação dos Provetes

No sentido de estudar a propagação da fendas nas juntas soldadas, utilizaram-se provetes M(T), segundo a norma ASTM E647-00¹⁵, com as dimensões representadas na Figura 3.5.

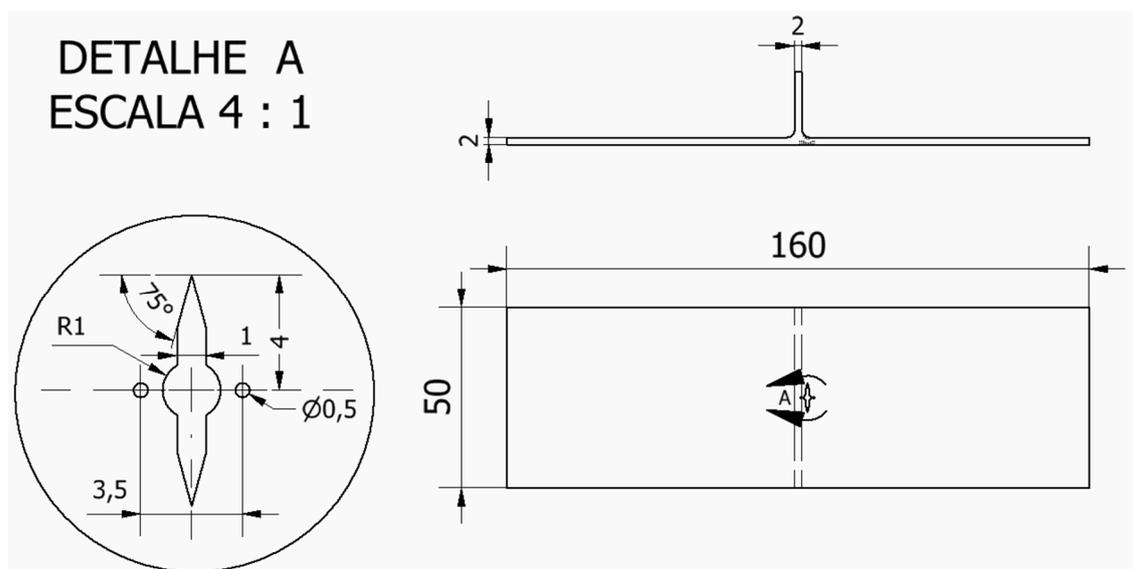


Figura 3.5. Representação esquemática das dimensões do provete M(T), segundo a norma ASTM E647-00¹⁵

Os provetes com as dimensões indicadas na Figura 3.5 foram retirados das chapas soldadas usando uma serra de fita, e posteriormente foram sujeitos a uma fresagem do seu contorno. O entalhe destacado na Figura 3.5 foi realizado por eletroerosão a fio.

Antes da realização dos ensaios de propagação procedeu-se a um polimento dos provetes na face onde se iriam efetuar as medições do comprimento da fenda, de forma a facilitar o acompanhamento ótico e a medição do comprimento da fenda com maior rigor e clareza. Esse polimento foi realizado com dois tipos de lixas, com granulometria diferente, primeiro com uma lixa de granulometria P1000, seguida de uma de granulometria P2500. Terminado esse processo os provetes foram submetidos ainda a um polimento com uma pasta de diamante de 3 μm de forma a obter um acabamento espelhado.

3.4. Ensaios de Propagação de Fendas por Fadiga

A realização dos ensaios ocorreu numa máquina de ensaios servo-hidráulica Dartec com controlo Instron 8800 e uma capacidade máxima de carga dinâmica de 100 kN. O controlo da máquina ocorreu por intermédio de um computador no qual, através de uma consola e de um *software* específico, foi possível gerar o ciclo de carga dinâmico pretendido e proceder à aquisição de dados.

Na Figura 3.6 (a) observamos a máquina referida anteriormente, enquanto que na Figura 3.6 (b) encontra-se ilustrado esquematicamente o equipamento de observação e medição da fenda, composto por uma luneta ótica Specwell M850-S com uma ampliação de 45 vezes e um micrómetro Mitutoyo com precisão de uma milésima de milímetro. A Figura 3.6 (c) diz respeito à representação esquemática do modo de medição do comprimento da fenda, no qual a cruz preta central é o elemento de referência entre medições. Os ensaios foram realizados segundo a norma ASTM E647-00¹⁵.

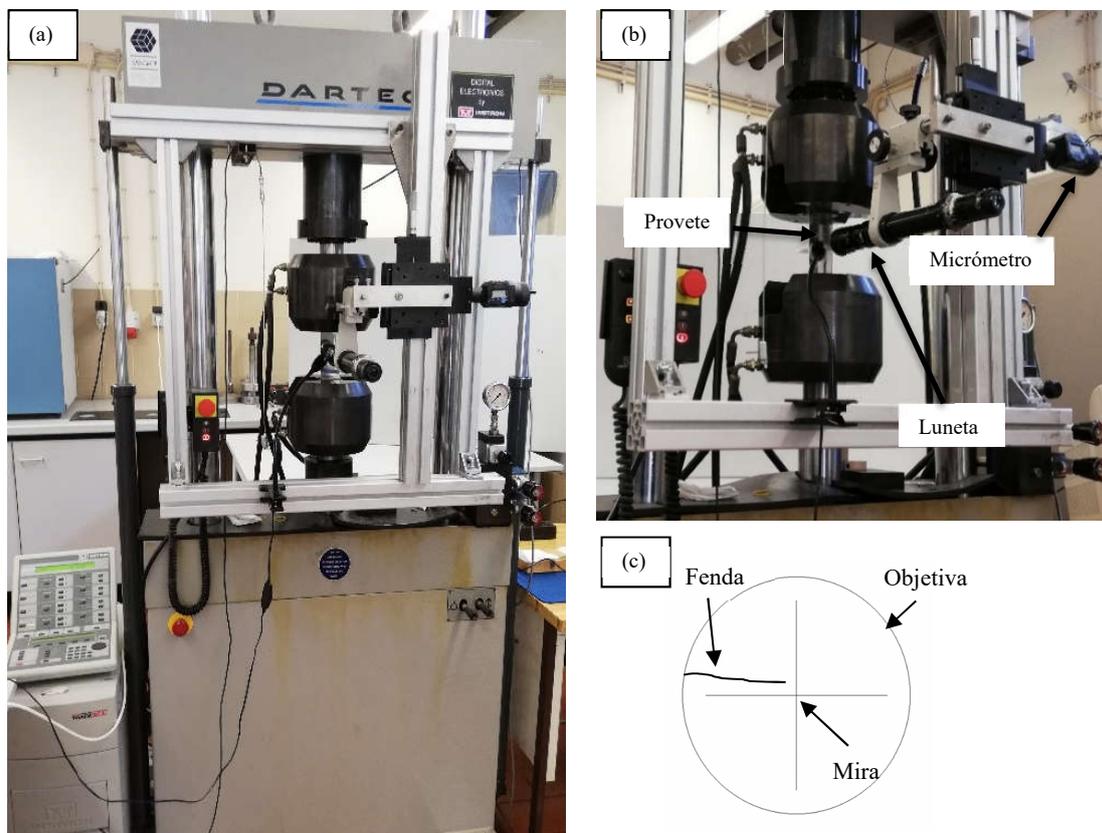


Figura 3.6. Equipamentos utilizados: (a) máquina Dartec control Instron 8800; (b) equipamento de observação e medida; (c) representação esquemática da fenda na luneta.

No decorrer dos ensaios, os provetes estiveram sujeitos a carregamentos sinusoidais, a uma frequência de 20 Hz, com razões de carga de $R = 0,05$ e $R = 0,4$. Os ensaios foram realizados a temperatura ambiente com amplitude de carga, ΔP , constante e com amplitude de carga não constante, no caso de sobrecargas simples ou periódicas.

Após a iniciação da fenda e no decorrer do ensaio foi registado o crescimento da fenda com intervalos de 0,2 mm, registando também o número de ciclos correspondente. Quando aplicadas sobrecargas simples, o incremento da fenda após a sobrecarga foi medido em intervalos de 0,1 mm durante o período de atraso provocado pela sobrecarga. Os provetes foram testados até à rotura final.

Por derivação da curva $a - N$, recorrendo ao método polinomial de 5 pontos, proposto na norma ASTM E467-00, foi obtida a curva $da/dN - \Delta K$, que caracteriza a resistência à propagação da fenda na junta soldada, na direção longitudinal ao cordão de soldadura.

3.5. Determinação do fecho de fenda

O fecho de fenda foi medido recorrendo a um extensómetro axial eléctrico modificado para ter uma distância entre pinos de 3,5 mm, Sander Messtechnik modelo A25-N604, com um deslocamento máximo de $\pm 0,625$ mm, montado diretamente no provete por meio de furos cegos com 0,5 mm de diâmetro, previamente realizados por furação com broca. A Figura 3.7 mostra o modo como foi colocado o extensómetro no provete.



Figura 3.7. Fixação do extensómetro no provete.

Durante os ensaios, o fecho da fenda foi medido a cada 1 mm de incremento de fenda fazendo uso do software da máquina de ensaios de forma a criar um método específico para este efeito, em que é aplicado um ciclo de carga completo a uma frequência de 0,125 Hz. No final da medição do fecho de fenda, o ensaio prossegue com normalidade.

Na medição do fecho de fenda os dados obtidos durante o ciclo de carga permitem a construção de gráficos de carga versus deformação, onde a inclinação deste gráfico corresponde à rigidez do provete. Verificando-se o fenómeno de fecho de fenda, a rigidez do provete altera-se na carga em que a fenda fecha, sendo assim possível identificar se existe ou não o fenómeno de fecho da fenda.

A Figura 3.8 (a) exemplifica um gráfico carga-deslocamento com fecho de fenda, assinalado na figura por P_{ab} , que corresponde à carga de abertura. Os dados obtidos são sujeitos a um processamento através do Método da Maximização do Coeficiente de Correlação³⁶ de modo a identificar a carga onde ocorre este fenómeno.

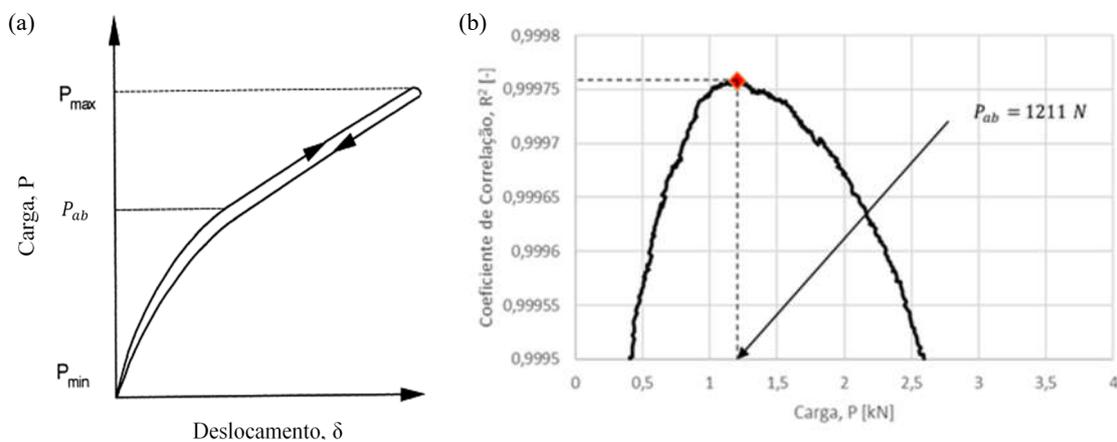


Figura 3.8. Medição do fenómeno de Fecho de Fenda, (a)Exemplo do gráfico P - δ com fecho de fenda³⁷; (b) Determinação da carga P_{ab} através do Método da Maximização do Coeficiente de Correlação³⁶.

Este método é representado na Figura 3.8 (b), por um gráfico do coeficiente de correlação, R^2 , em função da carga aplicada, P , no decorrer do ciclo. Este método envolve tomar os 10% os dados da parte superior do registo $P - \delta$ e calcular o coeficiente de correlação dos mínimos quadrados. O próximo par de dados é então adicionado e o coeficiente de correlação é novamente calculado. Este procedimento é repetido para todo o

conjunto de dados. O ponto em que o coeficiente de correlação atinge o máximo pode ser definido como P_{ab} ³⁸.

Seguidamente para determinar a razão de carga, U , recorre-se á expressão,

$$U = \frac{P_{m\acute{a}x} - P_{ab}}{P_{m\acute{a}x} - P_{m\acute{i}n}}, \quad (3.1)$$

onde $P_{m\acute{a}x}$ e $P_{m\acute{i}n}$ correspondem aos valores de carga máxima e mínima, respetivamente, e P_{ab} à carga de abertura, sendo que estes valores são determinados pelo ciclo de carga efetuado.

3.6. Plano de ensaios de fadiga

Foram realizados dois tipos de ensaios de propagação de fenda: sob amplitude constante, Figura 3.9 (a), e sob amplitude de carga variável, com sobrecarga única, Figura 3.9 (b), e com sobrecargas periódicas, Figura 3.9 (c).

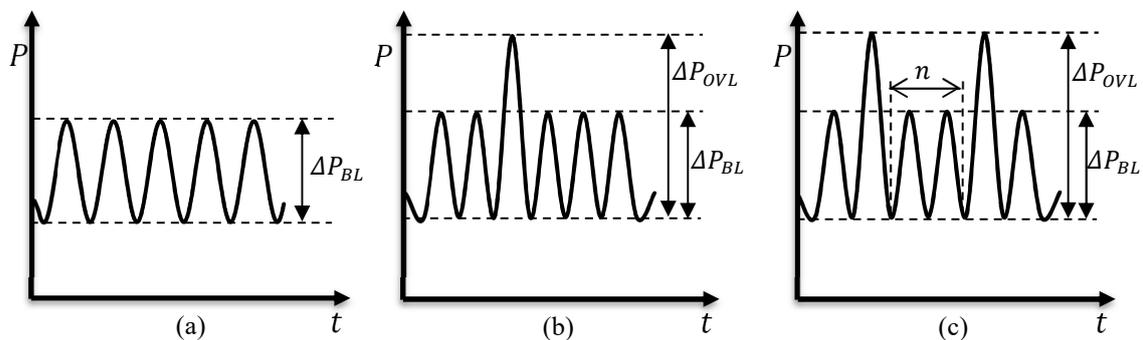
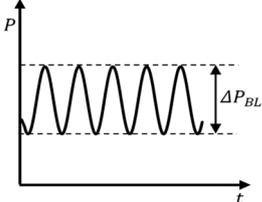


Figura 3.9. Sequência de carregamento aplicadas: (a) amplitude constante; (b) sobrecarga com ΔP constante; (c) sobrecargas periódicas.

Na propagação de fenda por fadiga sob amplitude constante foram realizados quatro ensaios, utilizando os provetes M(T), com a geometria apresentada na Figura 3.5. Foram analisadas as razões de tensão $R = 0,05$ e $R = 0,4$, para diferentes amplitudes de carga, ΔP . Na Tabela 3.7 estão indicados os ensaios realizados para as duas razões de tensão, assim como as amplitudes de carregamento.

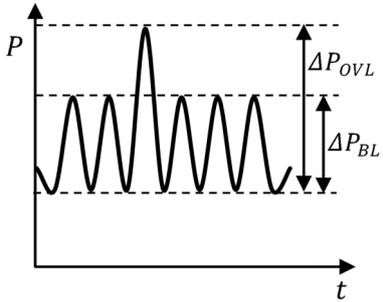
Tabela 3.7. Referência dos ensaios realizados a amplitude de carga constante.

Sequência de carregamento	R	ΔP [N]	Referência do ensaio
	0,05	4750	12_1
		2850	12_2
	0,4	3500	12_4
		3420	18_6

Na propagação de fenda por fadiga sob amplitude de carga variável, foram realizados um total de nove ensaios, sendo que quatro foram realizados aplicando sobrecargas simples e os restantes cinco, com aplicação de sobrecargas periódicas.

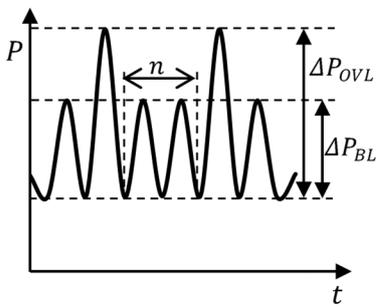
Para solicitações com sobrecargas simples, foram analisadas as razões de tensão de $R = 0,05$ e $R = 0,4$, sendo que foi aplicada uma razão de sobrecarga, OLR , de 2, ou seja, com um acréscimo de 100% de intensidade em relação à gama de carga da solicitação base, para níveis do fator de ΔK_{BL} de 6 e 9 $MPa m^{1/2}$. A Tabela 3.8 resume as condições de carregamento utilizadas.

Tabela 3.8. Referência dos ensaios realizados com sobrecargas simples.

Sequência de carregamento	R	Referência do ensaio	ΔP_{BL} [N]	ΔK [MPa $m^{1/2}$]	OLR
	0,05	12_5	2850	6	2
		12_6	2850	9	2
	0,4	18_1	2850	6	2
				9	2
		18_7	3420	6	2
				9	2

De forma a analisar o efeito das sobrecargas periódicas, foi utilizada uma sobrecarga, OLR , de 1,5 e 2 em relação a solicitação base, para cada razão de tensão estudada ($R = 0,05$ e $R = 0,4$), sendo aplicadas as sobrecargas a cada 1000 ciclos, ensaio 12_8, e a cada 10000 ciclos, nos restantes ensaios. A Tabela 3.9 resume as condições de carregamento utilizadas.

Tabela 3.9. Referência dos ensaios realizados com sobrecargas periódicas.

Sequência de carregamento	R	Referencia do ensaio	ΔP_{BL} [N]	Período, n [ciclos]	OLR
	0,05	12_8	3420	a cada 1000 ciclos	2
		18_4	3420	a cada 10000 ciclos	1,5
		18_5	3420	a cada 10000 ciclos	2
	0,4	12_7	3420	a cada 10000 ciclos	2
		18_3	3420	a cada 10000 ciclos	1,5

3.7. Análise das superfícies de fratura

De modo a determinar o modo de propagação da fenda foram analisadas as superfícies de fratura dos provetes.

As superfícies das amostras foram sujeitas a uma limpeza através de ultrassons imersas em álcool etílico e de seguida foram analisadas por microscopia eletrónica de varrimento (MEV). Esta observação foi realizada através da utilização do microscópio eletrónico de varrimento JBM-5310, ilustrado na Figura 3.10.



Figura 3.10. Microscópio eletrónico de varrimento JBM-5310.

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

4.1. Propagação de fendas de fadiga em solicitações de amplitude constante

4.1.1. Curvas de propagação da/dN - ΔK

Através dos ensaios de fadiga realizados, foram obtidas as curvas da/dN – ΔK para as razões de tensão $R = 0,05$ e $R = 0,4$, que são apresentados na Figura 4.1. Nesta figura, a velocidade de propagação, da/dN , é representada em função da gama do fator de intensidades de tensão, ΔK .

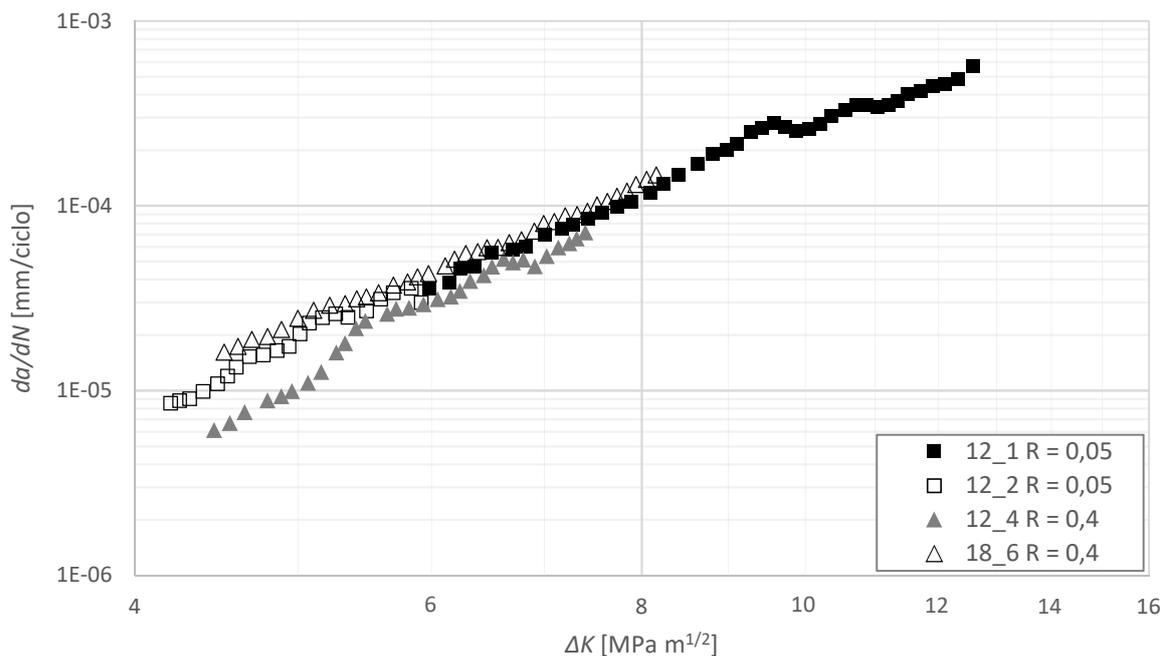


Figura 4.1. Curvas da/dN - ΔK para amplitude de carga constante.

Através da análise da Figura 4.1, verifica-se a influência da razão de tensão assim como da gama de carga aplicada, na velocidade de propagação, especialmente para valores de ΔK baixos.

Nos provetes com razão de tensão de 0,4 o provete 18_6, com $\Delta P = 3420 N$ apresenta velocidades de propagação maiores que o provete 12_4, com $\Delta P = 3500 N$. Uma explicação possível para este acontecimento poderá ser que, por serem séries de soldadura diferentes, os ângulos de empeno, apresentados na Tabela 3.6, são diferentes. Esta diferença apresentada pode explicar a diferença de velocidades de propagação.

Verifica-se que os provetes 12_2 e 12_4 apresentam um comportamento anômalo em relação aos restantes pois iniciam a propagação com baixa velocidade, e após um certo avanço da fenda, aumentam a velocidade de propagação para os níveis dos restantes provetes. Este fenómeno pode dever-se a vários fatores possíveis, como tensões residuais presentes na zona do entalhe; a propagação da fenda na junta soldada, que pode ter iniciado na zona de material fundido e de seguida ter avançado para o pé do cordão de soldadura; a transição da localização da fenda; a transição da forma da fenda, traduzida na variação da velocidade da propagação; e pode ainda ser erro de observação, visto que usamos um método ótico para analisar a propagação da fenda, tendo sido observada apenas a fenda de um lado do provete.

Para concluir, a curva mais abrangente foi obtida com o provete 12_1, cobrindo uma parte significativa do regime II de propagação.

4.1.2. Fecho de fenda

Os resultados da medição experimental do fecho de fenda, para razões de tensão de $R = 0,05$ e $R = 0,4$, respetivamente, são apresentados na Figura 4.2, onde mostram a variação da razão de carga, U , em função da gama do fator de intensidade de tensões, ΔK .

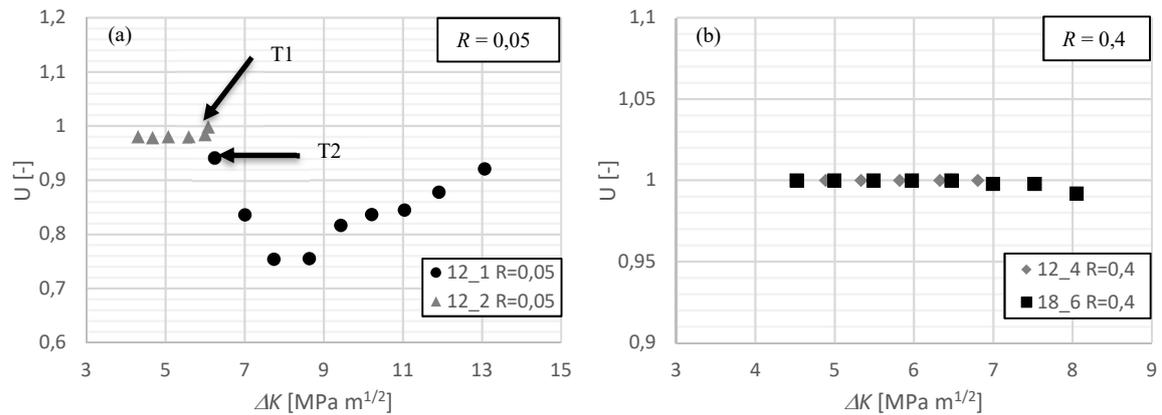


Figura 4.2. Resultados do fecho de fenda apresentados com a variação de U em função de ΔK , (a) para $R=0,05$ e (b) $R=0,4$.

Para $R = 0,05$, Figura 4.2 (a), verifica-se a existência do fenómeno de fecho de fenda para o provete 12_1, onde a curva correspondente a esse provete descreve uma forma de “banheira”, sendo este fenómeno induzido, essencialmente, por plasticidade. O provete 12_2, não apresenta fecho de fenda, visto que o valor de U é praticamente unitário.

De forma a conseguir explicar a transição de fecho de fenda para o $\Delta K \approx 6,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, foram avaliados os valores das zonas plástica cíclica e monótona, em estado plano de deformação, correspondentes às zonas de transição do provete 12_2, ponto T1, e do provete 12_1, ponto T2, assinalados na Figura 4.2 (a). A Tabela 4.1 apresenta raios das zonas plásticas cíclica e monótona, calculados através das seguintes expressões,

$$r_c^{90^\circ} = \alpha_c^{90^\circ} * \left(\frac{\Delta K}{\sigma_c}\right)^2, \quad \text{com } \alpha_c^{90^\circ} = 0,032 \quad (4.1)$$

$$r_p^{90^\circ} = \alpha^{90^\circ} * \left(\frac{K_{m\acute{a}x}}{\sigma_c}\right)^2, \quad \text{com } \alpha^{90^\circ} = 0,129 \quad (4.2)$$

em que os valores de $\alpha_c^{90^\circ}$ e α^{90° foram obtidos teoricamente, segundo o critério de Von Mises, e o valor da tensão de cedência do material, σ_c , para a liga AA2024, foi determinado experimentalmente, por Oliveira *et al*³⁵, obtendo um valor de 359 MPa.

Tabela 4.1. Caracterização dos pontos de transição T1 e T2, dos provetes 12_2 e 12_1, respetivamente.

Ponto	ΔK [MPa m ^{1/2}]	$K_{m\acute{a}x}$ [MPa m ^{1/2}]	da/dN [mm/ciclo]	$r_p^{90^\circ}$ [μm]	$r_c^{90^\circ}$ [μm]
T1	6,083	6,458	$8,715 \times 10^{-6}$	41,74	9,19
T2	6,245	6,618	$4,549 \times 10^{-5}$	43,84	9,68

Os valores indicados na Tabela 4.1 indicam uma boa concordância entre o tamanho da zona plástica cíclica, $2r_c^{90^\circ}$, e o tamanho de grão, $d_g \approx 19,45 \mu m$. Assim, o valor de transição de U, indicado na Figura 4.2 por T1 e T2, corresponde à igualdade entre o tamanho da zona plástica cíclica e o tamanho de grão, iniciando a ocorrência de uma transição nos mecanismos de propagação da fenda, e consequentemente do fecho de fenda. Porém, nas imagens obtidas por MEV não foram observadas alterações dos mecanismos de propagação que corroborem esta hipótese. A análise das velocidades de propagação obtidas nos dois provetes ensaiados para $R = 0,05$ também não explicam as evoluções de U com ΔK que foram medidas.

Para $R = 0,4$, ao analisar a Figura 4.2 (b), verifica-se que o fenómeno de fecho de fenda é inexistente, visto que o valor de U é praticamente unitário, em ambos os provetes.

A Tabela 4.2 apresenta os valores de U máximos e mínimos relativos a cada ensaio realizado a amplitude constante, bem como a média da razão de carga de cada ensaio, \bar{U} .

Tabela 4.2. Valores de fecho de fenda.

R	Referência do ensaio	$U_{m\acute{a}x}$	$U_{m\acute{m}n}$	\bar{U}
0,05	12_1	0,942	0,754	0,843
	12_2	0,999	0,979	0,984
0,4	12_4	1	1	1
	18_6	1	0,992	0,999

Deste modo concluímos que para $R = 0,05$ o fenómeno do fecho de fenda ocorre apenas para valores elevados da gama de ΔK , e que para $R = 0,4$ o fenómeno de fecho de fenda é inexistente.

4.1.3. Leis de propagação

A partir dos resultados da curva $da/dN - \Delta K$, foi efetuado o ajuste dos dados apresentado na Figura 4.1 à lei de Paris, equação (2.5). Na Tabela 4.3 estão apresentados os valores referentes às constantes da Lei de Paris e o intervalo da gama do fator de intensidade de tensões abrangido em cada ensaio.

Tabela 4.3. Parâmetros da Lei de Paris.

R	Referência do ensaio	ΔP [N]	C [$\frac{\text{mm}}{\text{ciclo} \cdot \text{MPa} \sqrt{\text{m}}}$]	m	Limites de validade [MPa $\text{m}^{1/2}$]	Coefficiente de determinação
0,05	12_1	4750	$5,859 \times 10^{-8}$	3,646	$5,985 \leq \Delta K \leq 12,578$	0,984
	12_2	2850	$1,702 \times 10^{-8}$	4,346	$4,202 \leq \Delta K \leq 5,918$	0,964
0,4	12_4	3500	$5,033 \times 10^{-9}$	4,823	$4,457 \leq \Delta K \leq 7,405$	0,972
	18_6	3420	$7,036 \times 10^{-8}$	3,606	$4,520 \leq \Delta K \leq 8,159$	0,997

Através da análise da tabela é possível verificar que para os mesmos valores de razão de tensão, sempre que diminuimos a gama da carga aplicada, ΔP , provoca uma diminuição do coeficiente C e adicionalmente conduz a um aumento do expoente m . Podemos ainda verificar que os coeficientes de determinação obtidos para os vários ajustes de curvas são bastante elevados, tendo em conta que a dispersão de valores para este tipo de ensaio é normalmente bastante acentuada.

4.1.4. Curva da/dN- ΔK segundo a norma ASTM E739-91 e segundo o IIW

Com os valores de velocidade de propagação obtidos, elaboraram-se curvas com intervalos de confiança de 95% e curvas de projeto com diferentes probabilidade de sobrevivência, segundo a norma ASTM E739-91³⁹ e as recomendações do IIW⁴⁰. A Figura 4.3 apresenta o tratamento estatístico segundos as normas indicadas.

Através da Figura 4.3 (a) é possível concluir que para $R = 0,05$ e segundo as indicações da norma ASTM, para uma velocidade de propagação de $1 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$, a curva média com intervalos de confiança de 95% situa-se entre gamas do fator de intensidade de tensões de 7,7 e 7,8 $\text{MPa m}^{1/2}$. As bandas de confiança geradas apresentam ainda uma pequena dispersão, sendo que isto se deve ao facto de ser utilizado um elevado número de pontos (66 pontos) de forma a gerar a curva e a proximidade do coeficiente de determinação, R , ser bastante próximo da unidade.

A Figura 4.3 (b) apresenta as recomendações indicadas no IIW, onde se conclui que para um valor de $\Delta K = 8 \text{ MPa m}^{1/2}$, com uma probabilidade de sobrevivência de 97,7%, obteve-se uma velocidade de propagação de $1,44 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$.

No APÊNDICE A, a Figura 0.1 apresenta o tratamento estatístico segundos as recomendações da ASTM e do IIW para a curva correspondente a uma razão de tensão de 0,4.

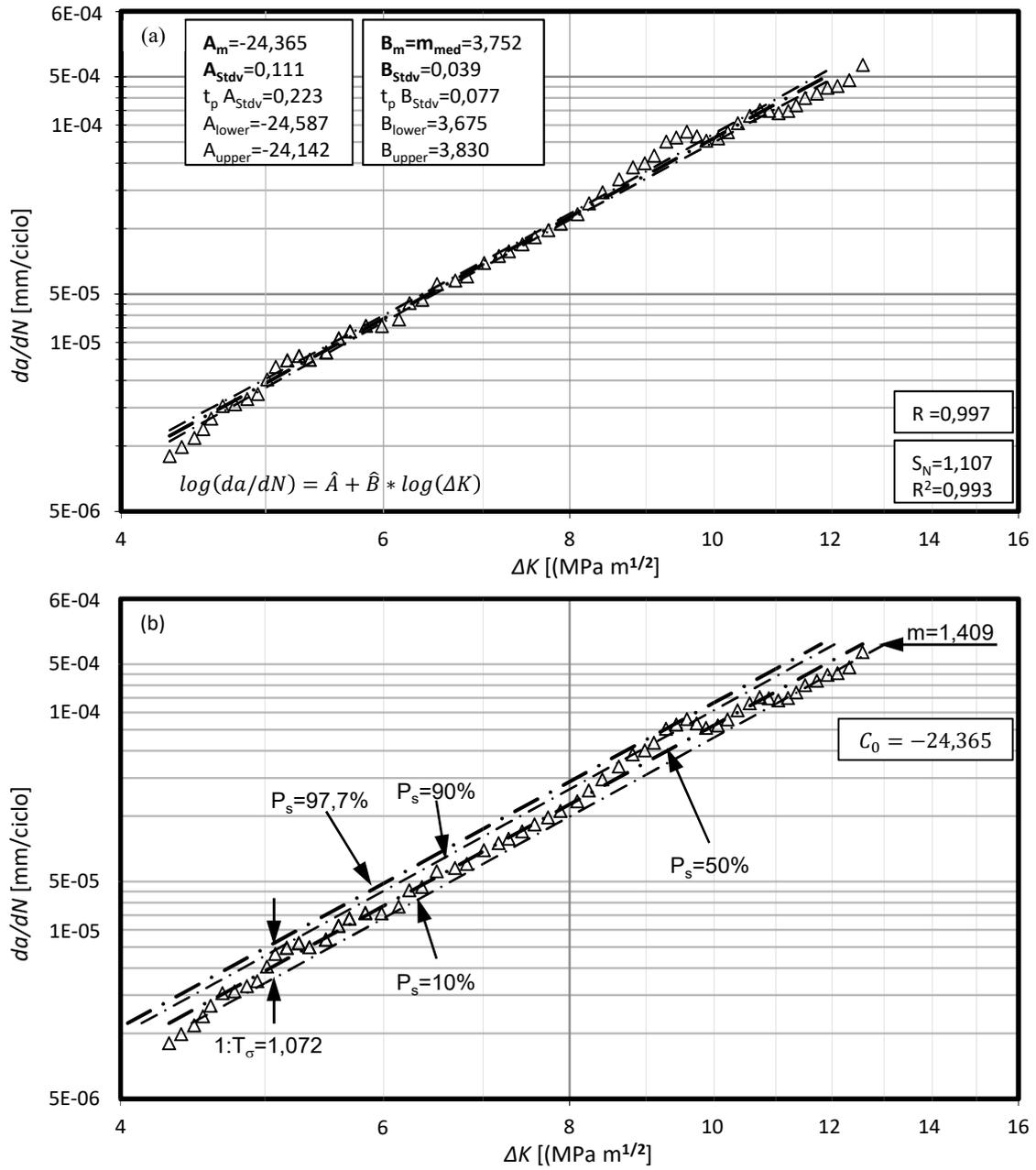


Figura 4.3. (a): Curva da/dN - ΔK com intervalo de confiança de 95% para $R=0,05$; (b) Curva da/dN - ΔK com diferentes probabilidades de sobrevivência para $R=0,05$

4.1.5. Comparação com resultados de outros autores

Na Figura 4.4 é efetuada uma comparação da velocidade de propagação obtida neste trabalho em juntas soldadas com os resultados obtidos por Hahn & Simon para os materiais base das ligas AA2024-T3 e AA7075-T6 em contacto com o ar e com variação da humidade presente no ar. É relevante acrescentar que a liga AA2024 não apresenta o mesmo tratamento térmico que a utilizada neste estudo e que estamos a comparar curvas de propagação de juntas T soldadas com materiais base. Porém os resultados obtidos no presente estudo estão inseridos nos intervalos propostos por estes autores, abrangendo os intervalos de ambas as ligas, com maior incidência no intervalo da liga AA7075-T6 apesar de a fenda propagar-se na liga AA20124-T3 (revestimento) nas juntas soldadas estudadas neste trabalho.

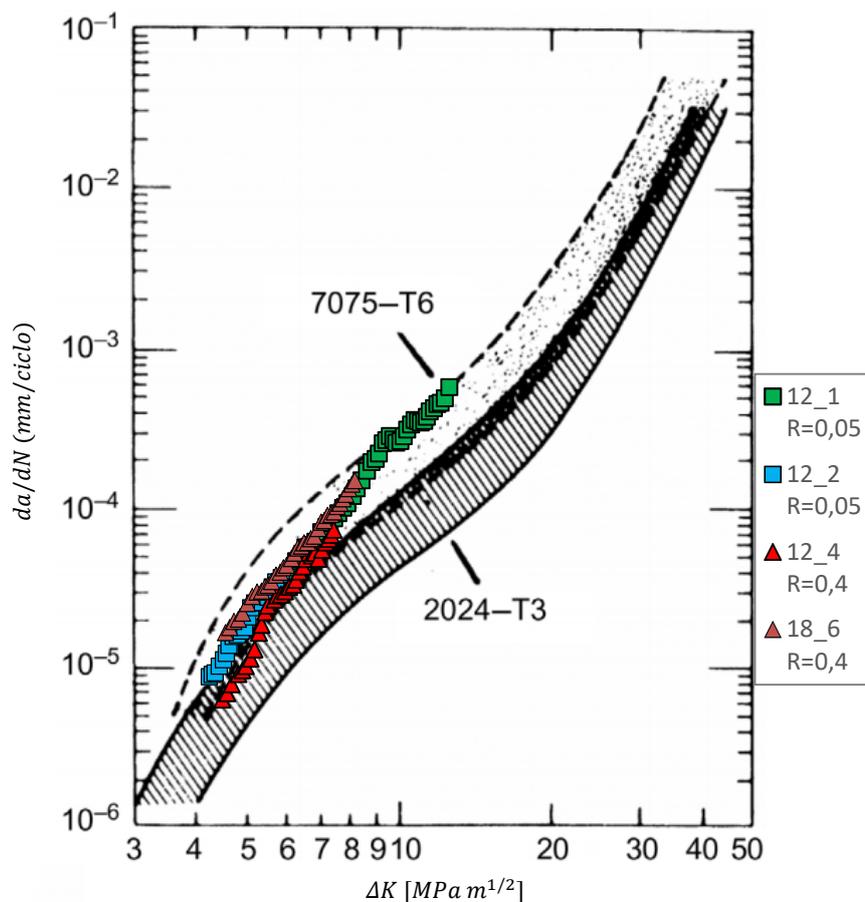


Figura 4.4. Comparação da velocidade de propagação obtida neste trabalho com taxas comparativas da propagação da fenda por fadiga, num ambiente a ar com variações de humidade (modificado por ⁴¹ a partir de ⁴²).

4.1.6. Observação das superfícies de fratura

As superfícies de fadiga resultantes dos ensaios de propagação a amplitude constante, foram observadas por microscopia eletrónica de varrimento em três diferentes zonas, de forma a analisar a sua superfície e conhecer os mecanismos de propagação da fenda, assim como perceber como se procedeu a rotura no final do ensaio. Nas seguintes figuras são apresentadas algumas das imagens das superfícies observadas por MEV, referentes ao provete 18_6, $R = 0,4$, em 3 distintas zonas, ΔK de 4,80, 5,73 e 9,44 $MPa m^{1/2}$, onde a direção de propagação da fenda é da direita para a esquerda, como indica a seta a branco presente em todas as figuras.

Na Figura 4.5 é possível observar a diferenciação do material base, zona superior à linha a tracejado na Figura 4.5 (a), da zona fundida, zona inferior da mesma. A Figura 4.5 (b) indica que o mecanismo de propagação predominante é a estriação dúctil, sem ser observada qualquer fissuração secundária, para este valor de ΔK relativamente baixo, 4,80 $MPa m^{1/2}$. Já a Figura 4.5 (c), ou seja, na zona fundida, não apresenta estrias por fadiga e a superfície de fratura apresenta uma textura do tipo “telha”. Isto deve-se ao facto de o material apresentar uma forte textura cristalográfica. Este fenómeno poderá ser explicado também devido a morfologia metalográfica da junta soldada, Figura 3.4, pois na zona fundida o grão é muito pequeno e apresenta uma forma dendrítica colunar, sendo o mecanismo de propagação predominante a propagação cristalográfica.

Com o aumento de ΔK as estrias de fadiga tornam-se mais evidentes e bem definidas no material base, passando a ocupar uma grande parte da superfície de fratura, Figura 4.6, verificando-se agora o aparecimento de fissuração secundária para um valor de ΔK de 7,53 $MPa m^{1/2}$. Para o mesmo valor de ΔK , mas na zona fundida, a morfologia presente é de todo semelhante à Figura 4.5 (c), daí não se ter apresentado.

Na superfície de fratura apresentada na Figura 4.7, correspondente à zona onde foi aplicado um valor de ΔK igual 9,44 $MPa m^{1/2}$, são visíveis cavidades alveolares, formadas a partir da coalescência de vazios. Esta figura apresenta partículas Al_2CuMg fraturadas no fundo das cavidades, indicados por setas a azul. A presença de partículas fraturadas observadas nalgumas cavidades alveolares nesta imagem, indica que a coalescência de vazios é acompanhada pela fratura frágil destas partículas insolúveis de segunda fase¹⁶.

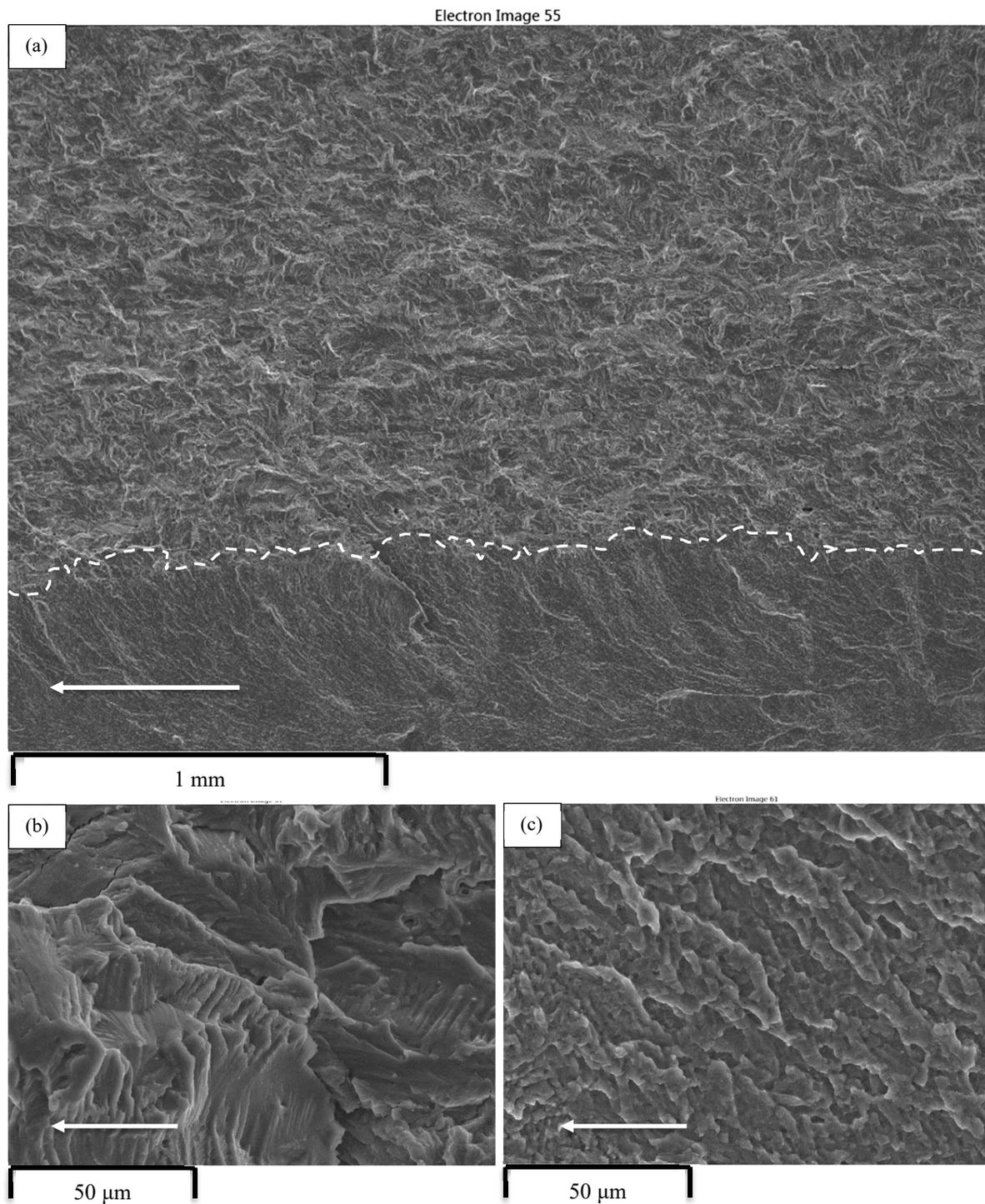


Figura 4.5. Morfologia da superfície de fratura, (a) Distinção entre material base, zona superior, e zona fundida, zona inferior; (b) morfologia da superfície de fratura do material base; (c) morfologia da superfície de fratura da zona fundida [$R=0,4$; $\Delta K=4,80 \text{ MPa m}^{1/2}$; $da/dN=2 \times 10^{-5} \text{ mm/ciclo}$].

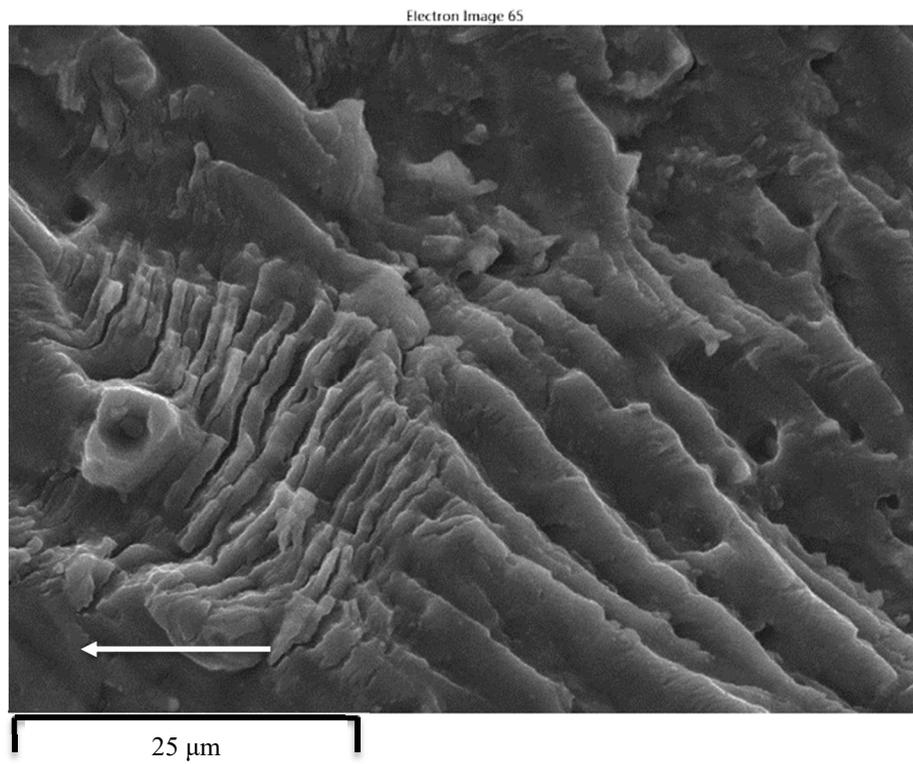


Figura 4.6. Morfologia típica das superfícies de fratura em material base [$R=0,4$; $\Delta K=7,53 \text{ MPa m}^{1/2}$; $da/dN=10^{-4} \text{ mm/ciclo}$].

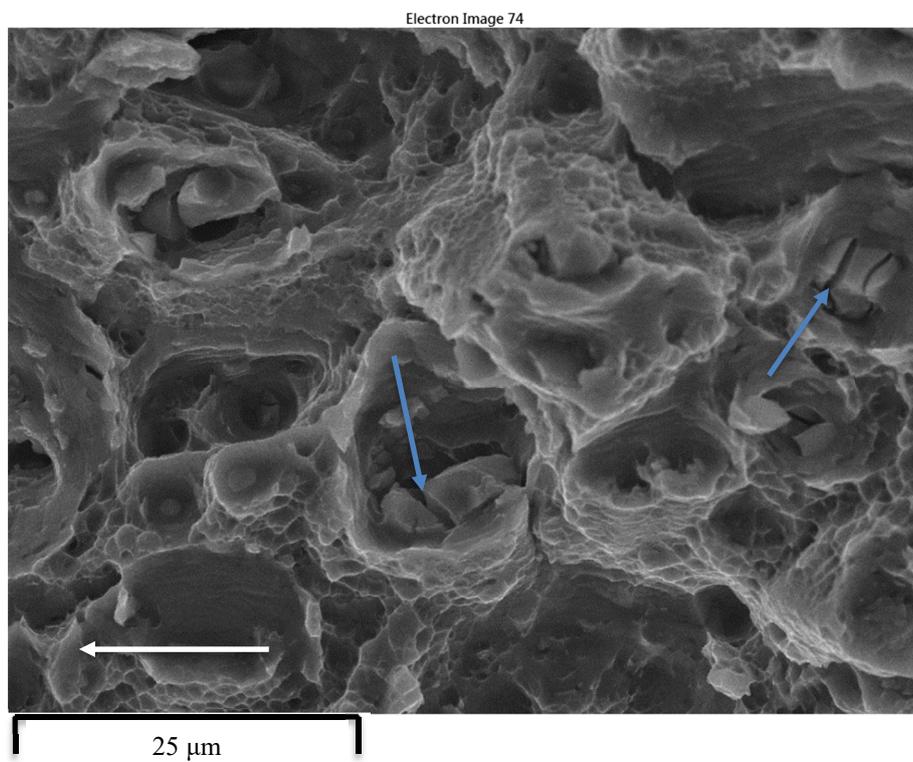


Figura 4.7. Morfologia típica das superfícies de fratura em material base [$R=0,4$; $\Delta K=9,44 \text{ MPa m}^{1/2}$; $da/dN=2,30 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$].

4.2. Propagação de fendas por fadiga em solicitações de amplitude variável

Para o estudo do efeito das sobrecargas na propagação de fendas por fadiga, foram realizados dois tipos de sequências de carregamento, sobrecarga simples e sobrecarga múltipla, de forma a representar eventos típicos que ocorrem durante a propagação de fendas a amplitude de carga variável.

4.2.1. Sobrecargas simples

4.2.1.1. Comportamento transitório do crescimento da fenda

Para caracterizar o fenômeno de propagação de fendas por fadiga com sobrecargas simples, efetuou-se a aplicação de sobrecargas de 200% com uma frequência de 0,25 Hz, 2 ciclos de carga e para valores de ΔK_{BL} de 6 e 9 MPa m^{1/2}.

A Figura 4.8 apresenta o comportamento obtido quando uma sobrecarga de tração com razão $OLR = 2$ é aplicada para um ΔK_{BL} de 6 e 9 MPa m^{1/2} e $R = 0,4$ comparando com o comportamento verificado a amplitude constante. A Figura 4.9 e Figura 4.10 apresentam com maior detalhe a transição da velocidade de propagação para ΔK_{BL} de 6 e 9 MPa m^{1/2}, respectivamente. Nestas figuras pode ser observado que, após a aplicação da sobrecarga, há um período de crescimento transitório da fenda, constituído por três fases distintas. Assim, logo após a aplicação da sobrecarga, existe um breve período inicial de aceleração da fenda. Numa segunda fase, a velocidade de propagação decresce progressivamente, até atingir valores mínimos. De seguida, a terceira fase, existe uma aproximação gradual da velocidade de propagação até ao nível correspondente à velocidade de propagação apurada a amplitude constante.

O fenômeno descrito na segunda fase, a diminuição progressiva da velocidade, está de acordo com o comportamento geralmente descrito na literatura o atraso do crescimento da fenda ¹⁶.

Na Figura 4.9, para ΔK_{BL} de 6 MPa m^{1/2}, a extensão do comprimento da fenda afetado pela sobrecarga é de 0,57 mm. Enquanto que Figura 4.10, ΔK_{BL} de 9 MPa m^{1/2}, a extensão do comprimento da fenda afetado pela sobrecarga é de 1,65 mm.

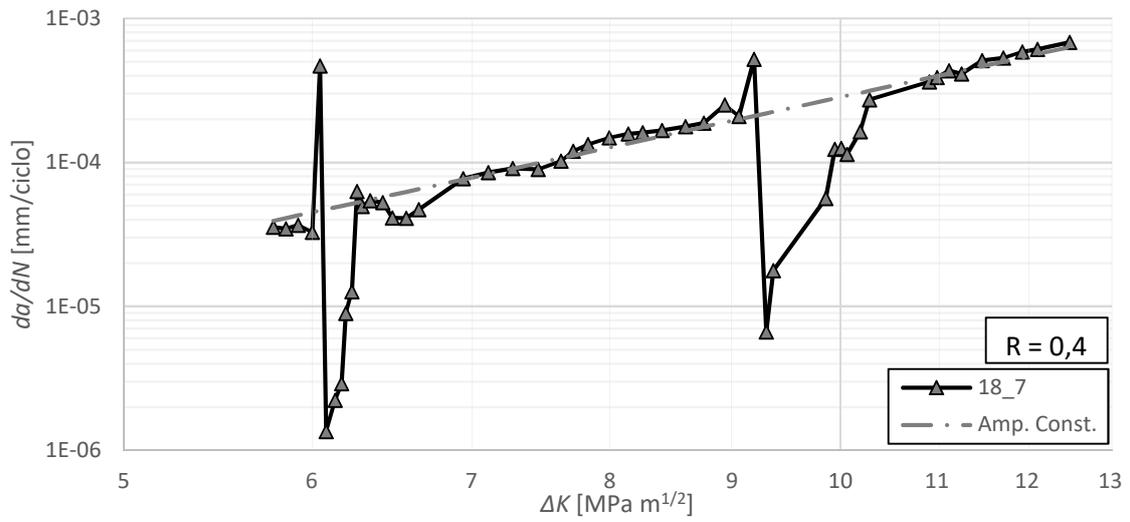


Figura 4.8. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecargas simples ($R=0,4$; $OLR=2$; provete 18_7), com a propagação a amplitude constante.

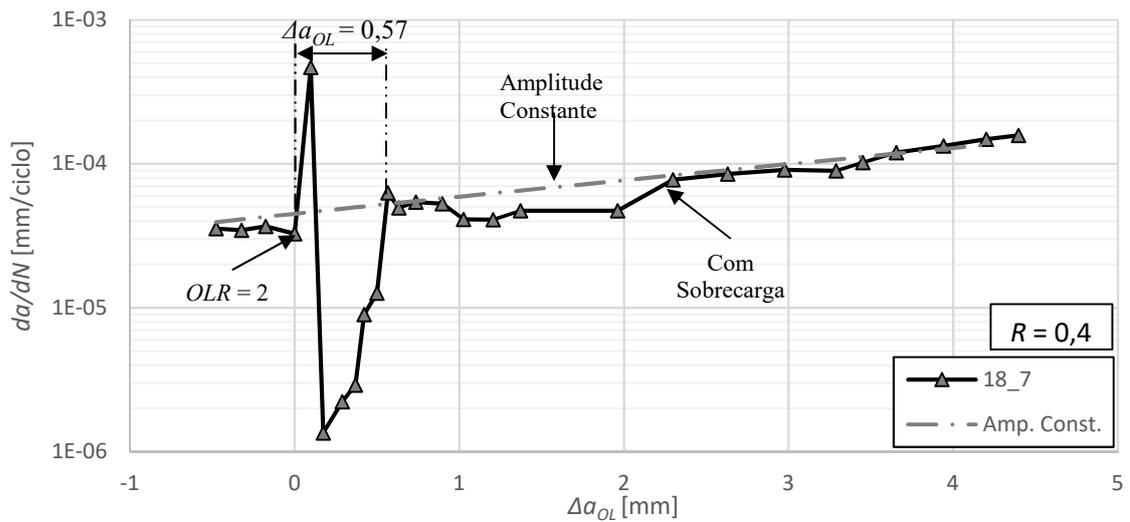


Figura 4.9. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $R=0,4$.

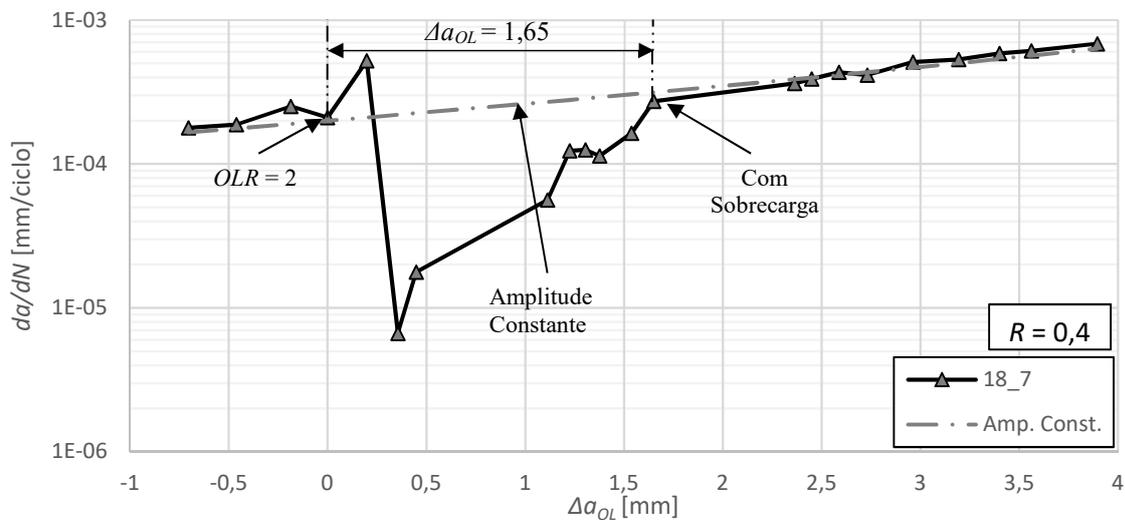


Figura 4.10. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=9 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $R=0,4$.

Os resultados da medição experimental do fecho de fenda, para o provete 18_7, são apresentados na Figura 4.11, representando a variação da razão de carga normalizada, calculada através da equação (3.1) em função da gama do fator de intensidade de tensões. Ao analisar esta figura, verificamos que o fenómeno de fecho de fenda é praticamente inexistente após a aplicação de sobrecargas, visto a proximidade de U com o valor unitário, verificando-se apenas fecho para valores de ΔK superiores a $9,8 \text{ MPa m}^{1/2}$. Pode também observar-se que os perfis de valores de U inferiores a 1 e da transição da velocidade de propagação após a 2ª sobrecarga não se correspondem nem quanto ao início nem ao fim da transição em termos de ΔK .

Portanto, o fenómeno de fecho de fenda não explica o atraso da velocidade de propagação verificado nas Figura 4.8, Figura 4.9 e Figura 4.10. Este atraso pode ser explicado por tensões residuais na frente da fenda, que no presente estudo não foram quantificadas, ou então devido à deflexão da frente da fenda, o que foi observado nalguns provetes, através do acompanhamento ótico, onde se observou que a fenda após aplicações de sobrecargas bifurcava. Estas duas razões podem explicar o atraso da velocidade de propagação da fenda observado na figura 4.8.

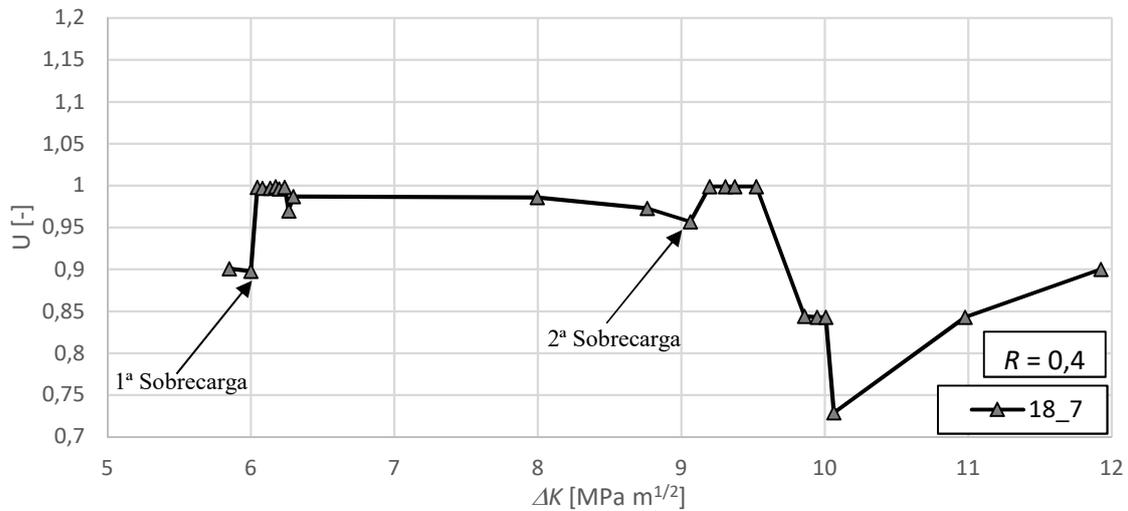


Figura 4.11. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$ e $R=0,4$.

As curvas $da/dN - \Delta K$ e as curvas referentes ao fecho de fenda $U - \Delta K$, referentes aos restantes provetes estão apresentadas no APÊNDICE B, nas Figura 0.1 até à Figura 0.8.

A Tabela 4.4 apresenta os resultados obtidos para o incremento do comprimento da fenda afetado pela sobrecarga, Δa_{OL} , velocidade de propagação mínima e máxima atingida após a aplicação da sobrecarga, da/dN_{min} e da/dN_{max} , e o valor mínimo do parâmetro U , U_{min} , para todos os ensaios realizados com sobrecargas simples aplicadas.

Tabela 4.4. Resultados obtidos nos ensaios de sobrecargas simples aplicadas.

R	Referência do ensaio	ΔP_{BL} [N]	ΔK_{BL} [MPa m ^{1/2}]	OLR	Δa_{OL} [mm]	da/dN_{min} [mm/ciclo]	da/dN_{max} [mm/ciclo]	U_{min}
0,05	12_5	2850	6	2	0,59	$4,337 \times 10^{-6}$	$8,733 \times 10^{-5}$	0,882
	12_6	2850	9	2	0,92	$4,662 \times 10^{-6}$	$6,941 \times 10^{-4}$	0,767
0,4	18_1	2850	6	2	0,85	$4,735 \times 10^{-6}$	$3,164 \times 10^{-5}$	0,889
			9	2	1,79	$1,527 \times 10^{-5}$	$3,456 \times 10^{-4}$	0,749

	18_7	3420	6	2	0,57	$1,355 \times 10^{-6}$	$4,686 \times 10^{-4}$	0,97
			9	2	1,65	$6,647 \times 10^{-6}$	$5,211 \times 10^{-4}$	0,729

4.2.1.2. Influência do ΔK da solicitação base

A posição da sobrecarga, isto é, a gama do fator de intensidade de tensão para o qual a sobrecarga é aplicada, exibe uma influência significativa no comportamento do retardo de crescimento da fenda. Este efeito é demonstrado na Figura 4.12 através de dois gráficos. Na Figura 4.12 (a) está representada a variação da velocidade de propagação da fenda normalizada, $(da/dN)/(da/dN)_{AC}$, onde $(da/dN)_{AC}$ é a velocidade de propagação correspondente a solicitação base de amplitude constante calculada para o mesmo nível de ΔK , em função da variação do comprimento de fenda afetado pela sobrecarga. Já a Figura 4.12 (b) apresenta o incremento do comprimento de fenda após a aplicação da sobrecarga em função do número de ciclos decorridos após a sobrecarga.

Através da análise da Figura 4.12 (a) é bastante perceptível que a gama do fator de intensidade de tensão para o qual a sobrecarga é aplicada, influencia o crescimento da fenda, assim como a resposta até ser atingida a normalidade da velocidade de propagação, uma vez que para ΔK_{BL} de $6 \text{ MPa m}^{1/2}$, o incremento do comprimento da fenda afetado pela sobrecarga é de $0,59 \text{ mm}$, enquanto que para um ΔK_{BL} de $9 \text{ MPa m}^{1/2}$, é de $0,92 \text{ mm}$, ou seja, a posição onde a sobrecarga é aplicada influencia o atraso do crescimento da fenda. Este comportamento foi observado em todos os provetes ensaiados, estando resumidos na Tabela 4.4 todos os valores obtidos.

Ao analisar a Figura 4.12 (b) reparamos que após a primeira sobrecarga, $\Delta K = 6 \text{ MPa m}^{1/2}$, o comprimento da fenda praticamente não se altera durante um período de 43500 ciclos, afetando significativamente a velocidade de propagação da fenda, sendo expectável que este fenómeno aconteça devido as tensões residuais na frente da fenda ou então devido a deflexão da frente da fenda, enquanto que na segunda sobrecarga, $\Delta K = 9 \text{ MPa m}^{1/2}$, o período de atraso do crescimento da fenda é apenas de 40280 ciclos.

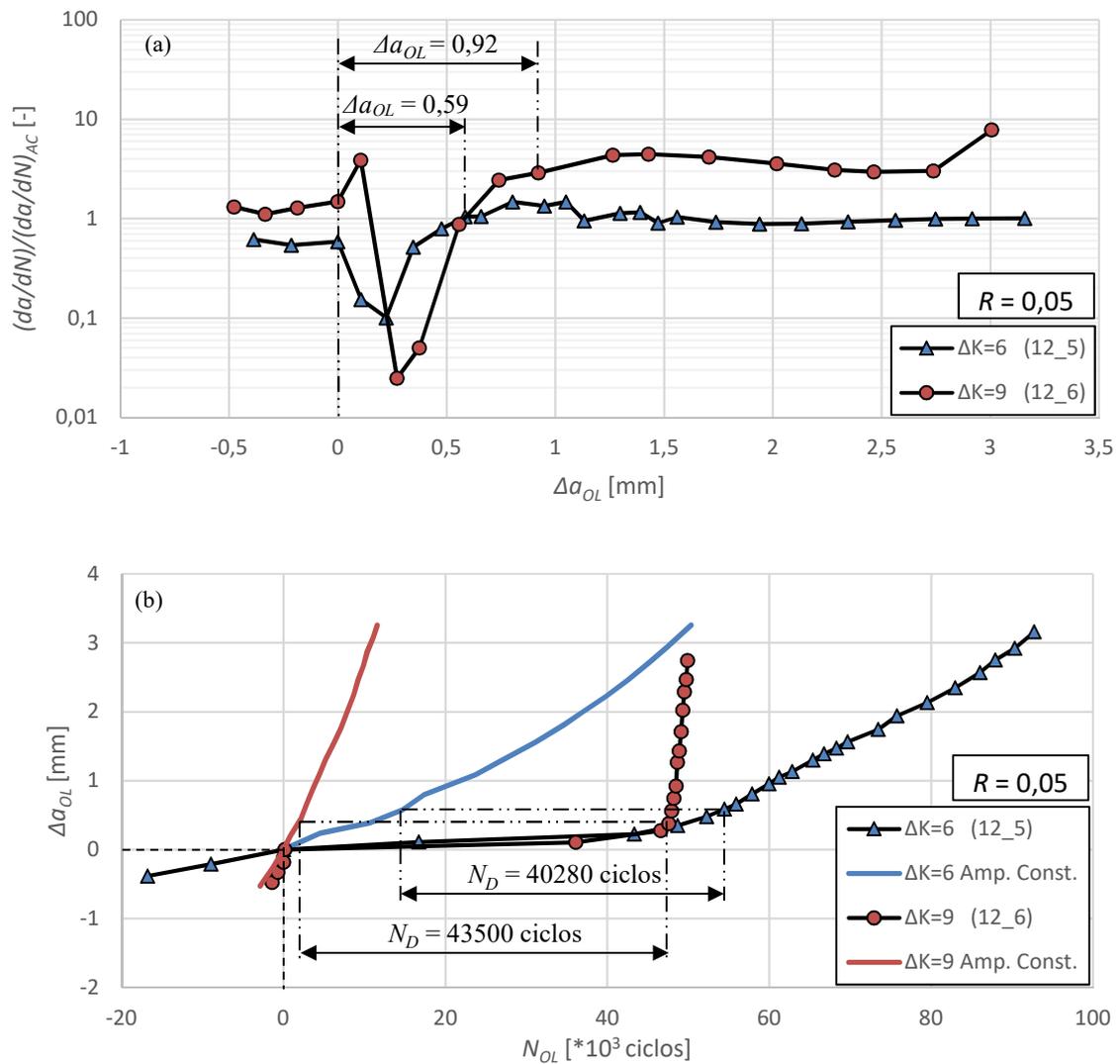


Figura 4.12. Efeito da posição da sobrecarga no crescimento da fenda para $R=0,05$ e $OLR=2$.

4.2.1.3. Influência da tensão média

A influência da tensão média na redução da velocidade de propagação após a aplicação da sobrecarga, está apresentada na Figura 4.13 para ΔK_{BL} de 6 e de $9 \text{ MPa m}^{1/2}$, onde se apresenta a evolução da variação da velocidade de propagação normalizada em função do incremento da fenda após as sobrecargas.

Ao analisar a Figura 4.13 (a), concluímos que a extensão do comprimento da fenda afetado pela primeira sobrecarga, aplicada para $\Delta K = 6 \text{ MPa m}^{1/2}$ é praticamente o mesmo, sendo $\Delta a_{OL} = 0,59$ para $R = 0,05$ e $\Delta a_{OL} = 0,57$ para $R = 0,4$, enquanto que a magnitude da redução da velocidade observada após a sobrecarga diminui com a diminuição

da razão de tensão. Para a segunda sobrecarga, aplicada para um ΔK de $9 \text{ MPa m}^{1/2}$, observamos que a extensão do comprimento da fenda afetado pela sobrecarga é de 0,92 para $R = 0,05$ e $\Delta a_{OL} = 1,65$ para $R = 0,4$. No entanto a magnitude da redução da velocidade observada após a segunda sobrecarga é praticamente igual para as duas razões de tensão.

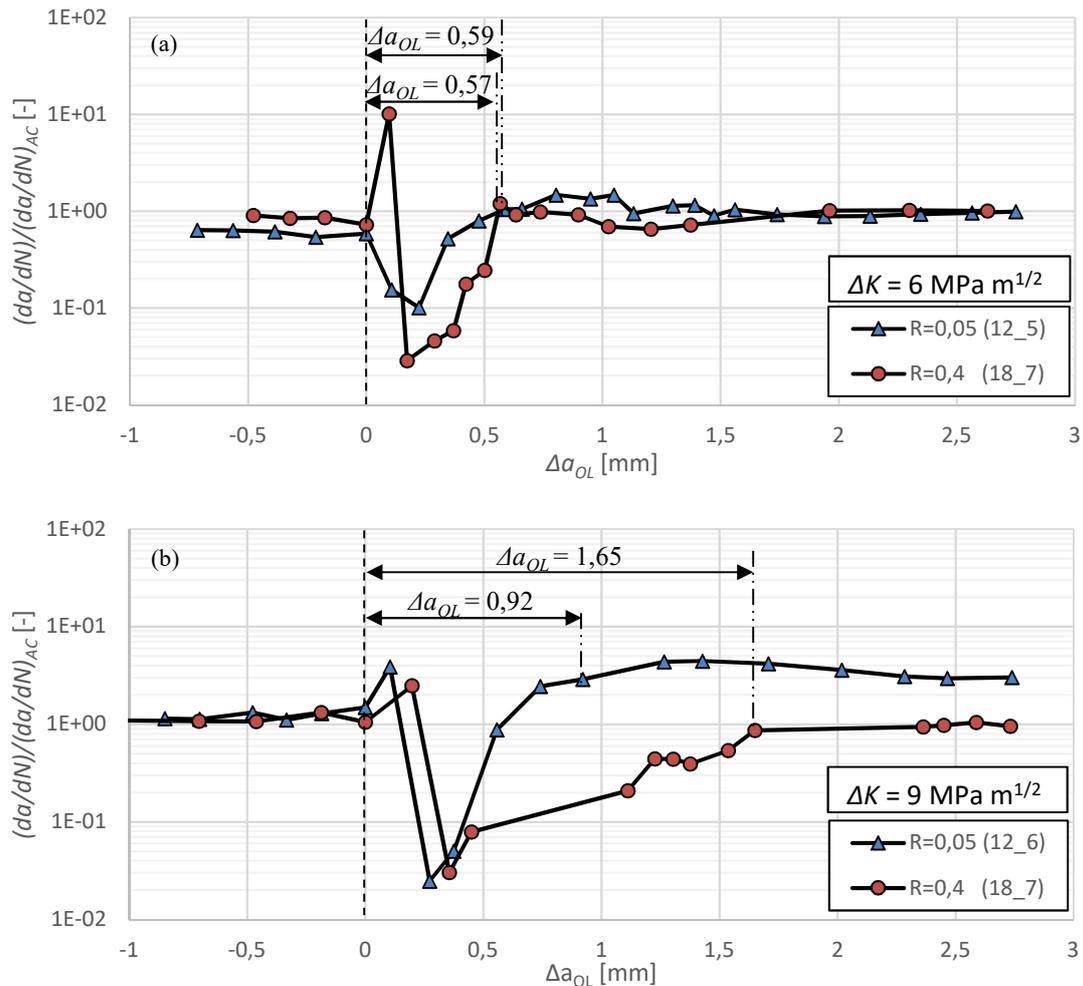


Figura 4.13. Efeito da razão de tensão no comportamento de retardação para a velocidade de propagação normalizada, $OLR=2$: (a) $\Delta K=6 \text{ MPa m}^{1/2}$; (b) $\Delta K=9 \text{ MPa m}^{1/2}$.

4.2.2. Sobrecargas múltiplas periódicas

4.2.2.1. Influência do intervalo entre sobrecargas sucessivas

A influência do intervalo entre sobrecargas sucessivas está demonstrada nas Figura 4.15 e Figura 4.16. A Figura 4.15 apresenta a variação do comprimento de fenda a partir da aplicação da primeira sobrecarga em função do número de ciclos sucedidos após a aplicação da mesma, enquanto que a Figura 4.16 apresenta a resposta da velocidade de propagação da fenda em função da gama do fator de intensidade de tensões.

Por observação das figuras indicadas, concluímos que as sobrecargas periódicas provocam um atraso no crescimento da fenda e um correspondente decréscimo da velocidade de propagação, comparativamente à solicitação a amplitude constante. Para a fenda atingir um incremento de comprimento de 7 mm são necessários mais cerca de $10,5x$ e $33x$ de ciclos, respetivamente para intervalos entre sobrecargas de 1000 e 10000 ciclos, do que os decorridos sob a solicitação base, Figura 4.15. Assim concluímos que a severidade do retardamento aumenta com o período entre sobrecargas aplicadas.

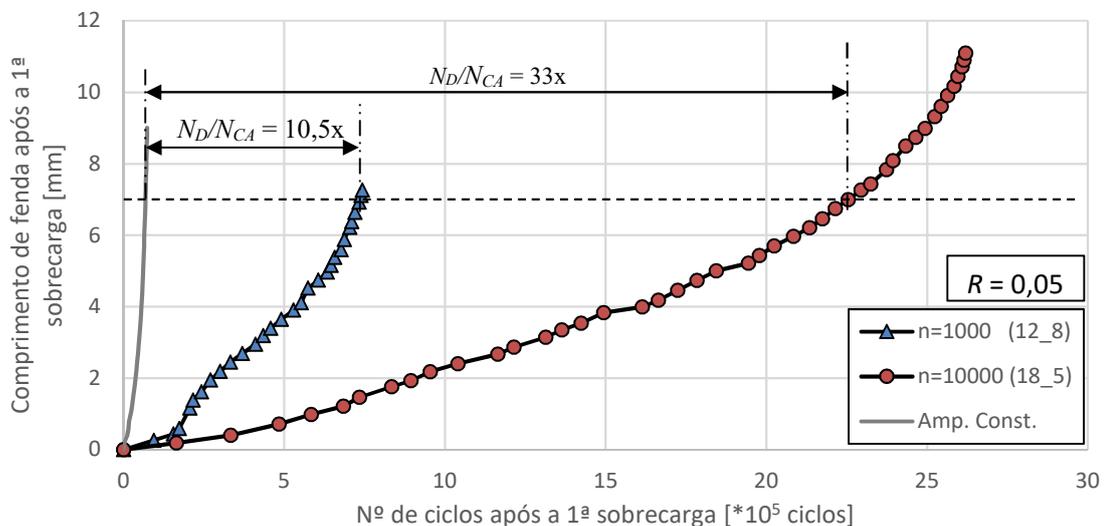


Figura 4.14. Efeito do período de aplicação da sobrecarga, $R=0,05$, em curvas $a-N$, para uma $OLR=2$.

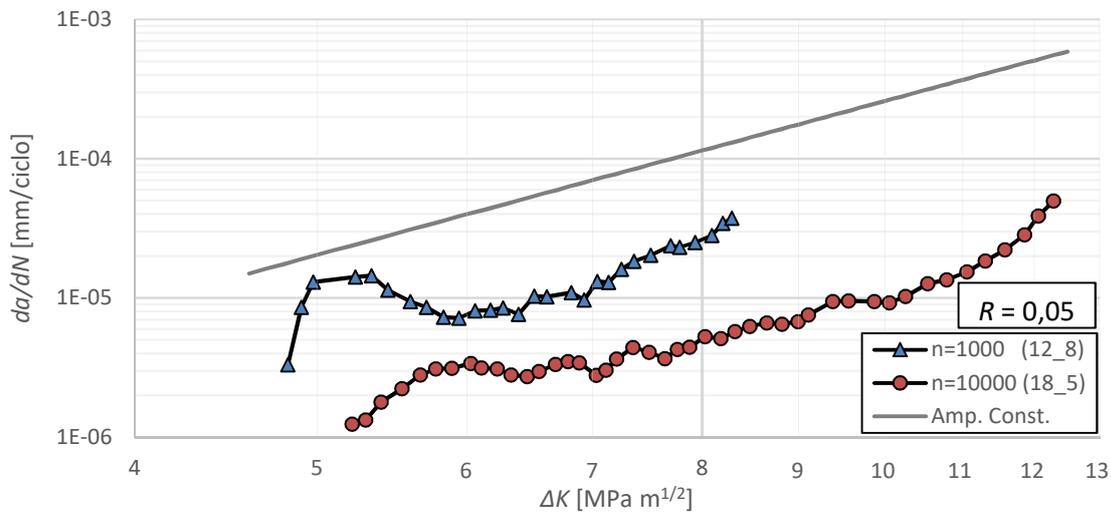


Figura 4.15. Efeito do período de aplicação da sobrecarga na velocidade de propagação, para $R=0,05$, para uma $OLR=2$.

4.2.2.2. Influência da intensidade da sobrecarga

A Figura 4.16 mostra a influência da intensidade da sobrecarga, para sobrecargas com OLR de 1,5 e de 2, aplicadas em intervalos de 10000 ciclos.

Pode observar-se que para intensidades de sobrecarga maiores é verificado um maior atraso no crescimento da fenda e um correspondente decréscimo da velocidade de propagação, comparativamente à solitação a amplitude constante. Deste modo, para a fenda atingir um incremento de comprimento de 9 mm, será necessário cerca de 4,6x e 33x mais de ciclos, respetivamente para OLR de 1,5 e 2, do que os decorridos para a solitação, Figura 4.16 (a). Concluindo assim que a severidade do retardamento aumenta com o aumento da intensidade da sobrecarga.

Para os provetes 18_3 e 12_7, para OLR de 1,5 e 2, respetivamente, referentes à razão de tensão de 0,4, a influência da intensidade da sobrecarga foi similar e está apresentada no APÊNDICE B na Figura 0.9.

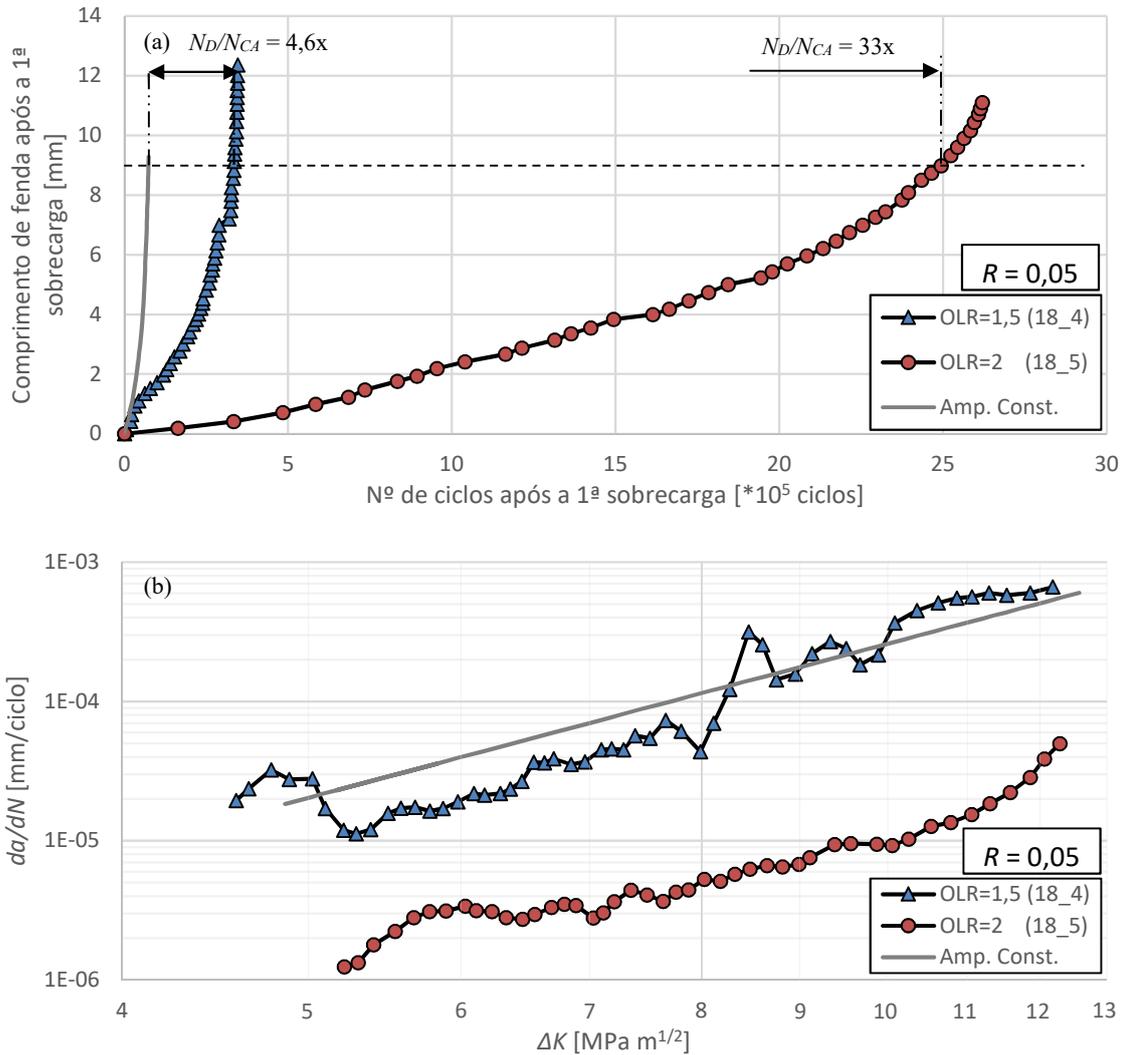


Figura 4.16. Efeito da intensidade da sobrecarga para $R=0,05$ e $n=10000$ ciclos: (a) a vs. N ; (b) da/dN vs. ΔK .

4.2.2.3. Influência da tensão média

A Figura 4.17 apresenta a influência da tensão média para sobrecargas com OLR de 1,5 e de 2.

Ao analisar esta figura, concluímos que a velocidade de crescimento da fenda diminui tanto com o aumento da tensão média como com o aumento da sobrecarga aplicada. Por exemplo, para atingir um comprimento de fenda de 6 mm com $OLR = 1,5$ são necessários cerca de 275600 ciclos para um $R = 0,05$ e 880400 ciclos para $R = 0,4$. Com um aumento da sobrecarga aplicada, isto é, para $OLR = 2$, serão necessários cerca de

2083900 ciclos para $R = 0,05$ e 4506200 para $R = 0,4$ até a fenda atingir um incremento de comprimento de 6 mm.

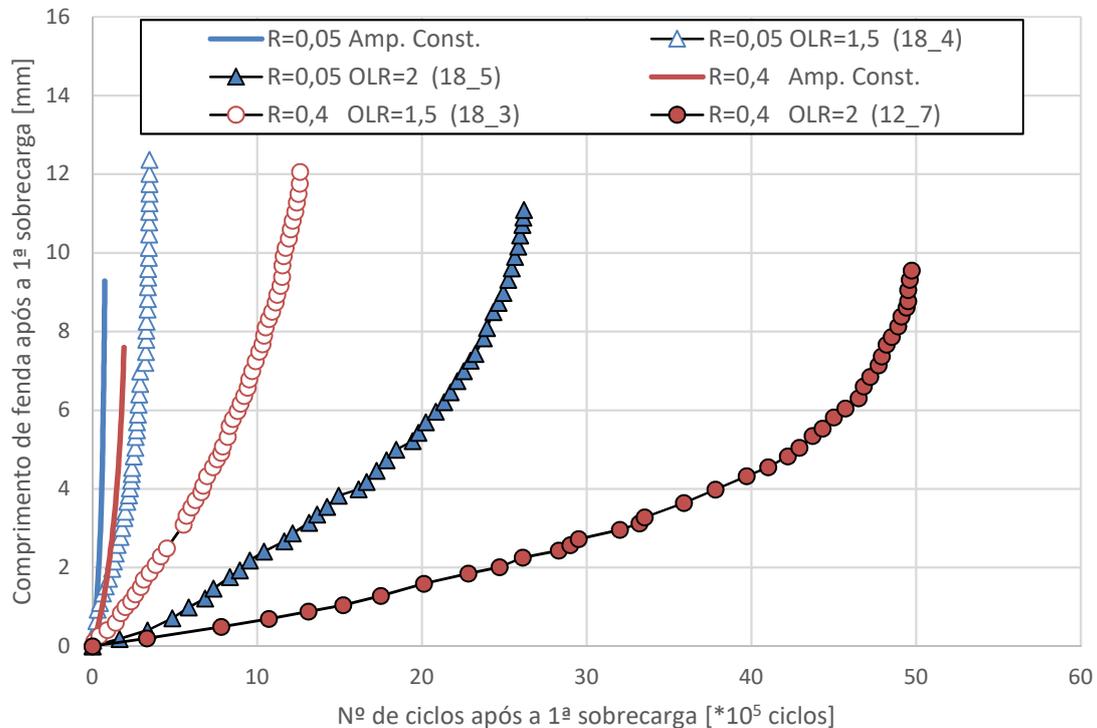


Figura 4.17. Efeito da tensão média para $OLR=1,5$ e $OLR=2$, $n=10000$ ciclos.

4.2.2.4. Fecho de fenda

As Figura 4.18 e Figura 4.19 apresentam a resposta do fecho da fenda para sobrecargas periódicas, de forma a analisar a influência do intervalo entre sobrecargas e da razão de tensão, respetivamente, no fenómeno do fecho de fenda.

A Figura 4.18 mostra que, para ambos os intervalos entre sobrecargas existe fecho de fenda, mais evidenciado para o provete 12_8 com $n = 1000$. Para esse provete atinge-se um nível do fecho de fenda superior (menores valores de U) ao obtido a amplitude constante, para ΔK entre 4,8 e 7,4 $MPa m^{1/2}$, enquanto o provete 18_5 atinge um nível de fecho de fenda superior ao de amplitude constante para ΔK entre 5,2 e 6,9 $MPa m^{1/2}$. De um modo generalizado, podemos afirmar que o nível de fecho de fenda aumenta para intervalos pequenos entre sobrecargas sucessivas.

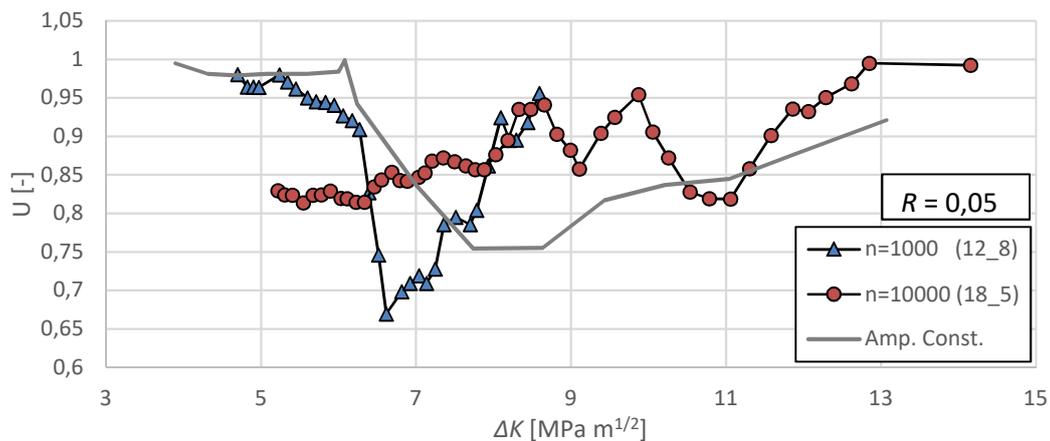


Figura 4.18. Resposta do fecho de fenda para sobrecargas aplicadas com $n=1000$ e $n=10000$, para $R=0,05$.

As Figura 4.19 (a) e (b) apresentam a resposta do fecho de fenda para razões de tensão de 0,05 e 0,4, respetivamente, aplicadas para o mesmo intervalo entre sobrecargas sucessivas, $n = 10000$ ciclos. Ao analisar a Figura 4.19 (a), observamos que para OLR de 1,5 o fecho de fenda é praticamente inexistente, pois o valor de U é próximo da unidade. Para OLR de 2 o fenómeno de fecho de fenda está mais presente, atingindo um nível do fecho de fenda superior ao obtido a amplitude constante, para ΔK entre 4,8 e 7,4 $MPa m^{1/2}$.

Na Figura 4.19 (b), é possível verificar que para $OLR = 2$ o fenómeno de fecho está evidenciado apenas para ΔK entre 5,7 e 6,3 $MPa m^{1/2}$. Para $OLR = 1,5$, o fenómeno de fecho de fenda é praticamente inexistente.

Com isto podemos concluir que, de um modo geral, para ambas as razões de tensão, quando maior a intensidade da sobrecarga, maior será o efeito retardante da propagação de fenda devido ao fecho da fenda pois atingimos níveis de superiores, aos obtidos a amplitude constante.

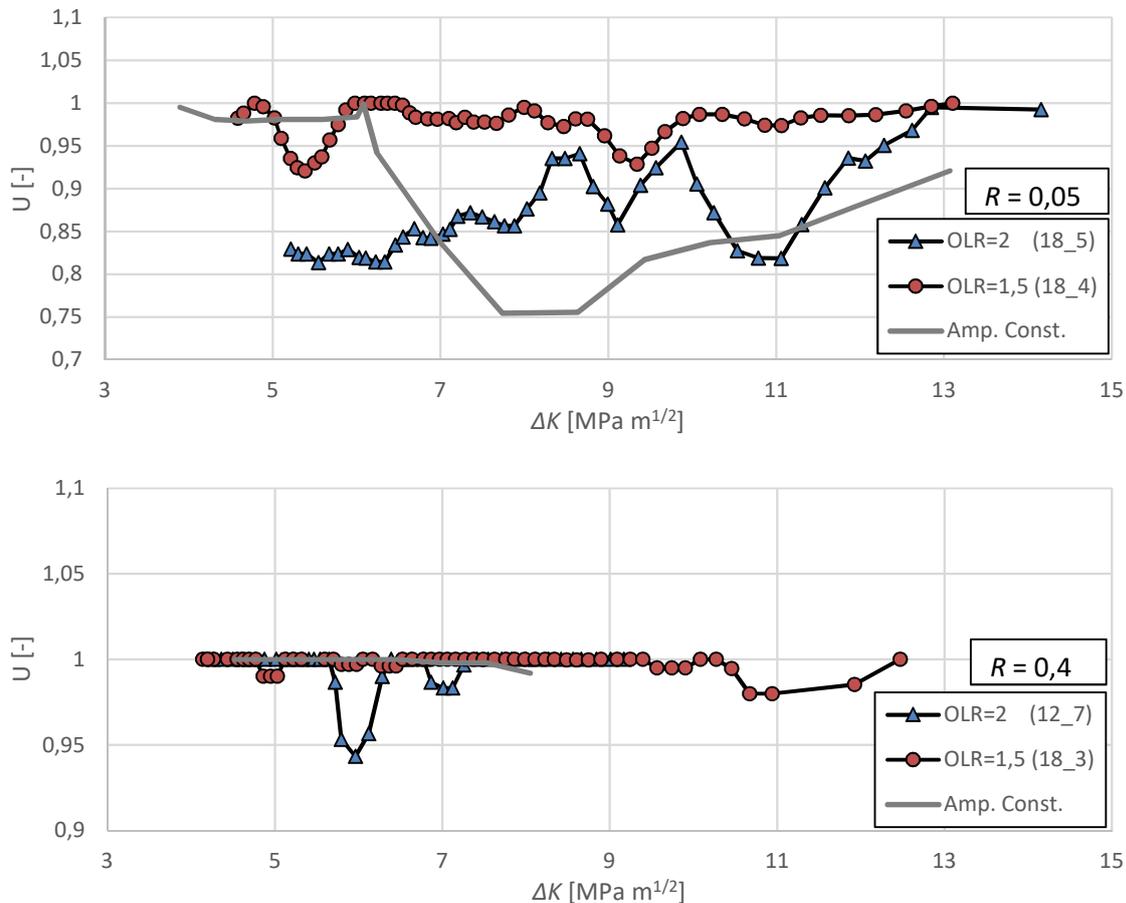


Figura 4.19. Resposta do fecho de fenda para sobrecargas aplicadas a cada 10000 ciclos com intensidade de 2 e 1,5, para; (a) $R=0,05$ e (b) $R=0,4$.

4.2.3. Análise das superfícies de fratura

As superfícies de fratura dos provetes ensaiados a amplitude de carga variável foram observadas por MEV, correspondendo às seguintes figuras: a Figura 4.20 e a Figura 4.21 referem-se à superfícies de fadiga correspondente a sobrecargas simples; a Figura 4.22 e a Figura 4.23 referem-se a sobrecargas múltiplas. O sentido de propagação da fenda é da esquerda para a direita em todas as figuras como mostra a seta branca.

A Figura 4.20, mostra um comportamento do crescimento da fenda bastante interessante quando é aplicada uma sobrecarga para um ΔK de $9 MPa m^{1/2}$. A fenda propagava-se em dois planos diferentes, I e II, antes da frente da fenda atingir a linha tracejada laranja, ou seja, os planos de propagação são diferentes para o material base (plano II) e para a zona fundida (plano I). As setas amarelas assinalam o degrau formado por estes

dois planos e a setas a vermelho indicam a direção de propagação da fenda nas várias regiões. Uma explicação possível para a formação dos dois planos de propagação da fenda prende-se com a aplicação da primeira sobrecarga para um ΔK de $6 \text{ MPa m}^{1/2}$. Após a sobrecarga, a bifurcação da fenda numa das microestruturas pode ter originado a propagação em planos distintos.

No momento da sobrecarga, ΔK de $9 \text{ MPa m}^{1/2}$, as linhas a laranja e azul delimitam o efeito da sobrecarga. A deformação plástica na zona fundida teve um comprimento médio de $0,60 \text{ mm}$ no material fundido, e um comprimento de $0,22 \text{ mm}$ no material base. Este fenómeno poderá ser explicado devido às diferenças de dureza e aos raios plásticos monótonos nas diferentes zonas, material base e zona fundida. Melo [2017], para o mesmo tipo de material e junta soldada, estudou o perfil de microdurezas ao longo do revestimento até ao material de base, concluindo que na zona fundida o material apresentava uma dureza média de 115 HV , enquanto que o material base apresentava uma dureza média de 141 HV ⁴³. Assim, com o aumento de dureza, há uma diminuição da tensão de cedência, σ_c , que, por sua vez, leva a um aumento do raio plástico monótono, equação (4.2).

Além disto, foi observado que a linha formada pela sobrecarga desaparece junto à superfície dos provetes, tanto na zona fundida como no material base. Este comportamento foi também observado por Borrego [2001], em provetes de alumínio 6082-T6.

A Figura 4.21 mostra imagens de alta ampliação das zonas marcadas na Figura 4.20 com as letras (a) e (b). A Figura 4.21 (a), correspondente à zona fundida incluindo a parte final da zona deformada plasticamente pela sobrecarga, apresenta uma superfície com aparência caótica e rugosa, onde é possível observar pontos de esmagamento, pontos esses que indicam o fenómeno de fecho de fenda, assinalados por setas amarelas. Após ultrapassada essa fase, a superfície assemelha-se ao observada anteriormente na zona fundida.

A Figura 4.21 (b) mostra a banda branca formada pelo degrau entre os planos I e II. Antes do degrau a fenda no material base estava a propagar-se num plano inferior II e passou a propagar-se num plano superior I, juntando-se à fenda que vinha a propagar-se no material fundido. Nesta figura, são ainda visíveis marcas de estriação dúctil, seta a vermelho, correspondente aos ciclos de solitação quando a frente da fenda se encontra já no plano II.

A Figura 4.22 e a Figura 4.23 são referentes às superfícies de fratura obtidas após a aplicação de sobrecargas periódicas para um valor de ΔK de $5,40 \text{ MPa m}^{1/2}$. Em

particular, esta imagem diz respeito a um ensaio realizado com $R=0,4$ e as sobrecargas foram aplicada a cada 10000 ciclos de solitação.

A Figura 4.22 mostra que a cada aplicação da sobrecarga corresponde uma marca semelhante ao observado para sobrecargas únicas. De salientar que estas marcas deixadas após a aplicação da sobrecarga são bem visíveis, principalmente na zona fundida, devido à sua menor dureza, comparativamente com o material base.

Ao observar toda a extensão da superfície de fratura do provete verificou-se que o espaçamento entre marcas deixada pela aplicação das sobrecargas aumentava com o comprimento da fenda, o que era de esperar devido ao aumento da velocidade de propagação com ΔK ¹⁶.

A Figura 4.23 é uma ampliação da imagem anterior na zona fundida do provete, em que as marcas das sobrecargas, indicadas por setas amarelas, estão distanciadas cerca de $18,2 \mu m$, correspondente a um intervalo de 10000 ciclos entre sobrecargas sucessivas, o que corresponde a uma velocidade de $1,8 \times 10^{-6} \text{ mm/ciclo}$. Quando comparada com a velocidade medida no decorrer do ensaio, $1,79 \times 10^{-6} \text{ mm/ciclo}$, reparamos que as velocidades calculadas e medidas durante o ensaio são iguais. Esta imagem apresenta uma superfície de fratura menos rugosa quando comparada com o observado em amplitude constante.

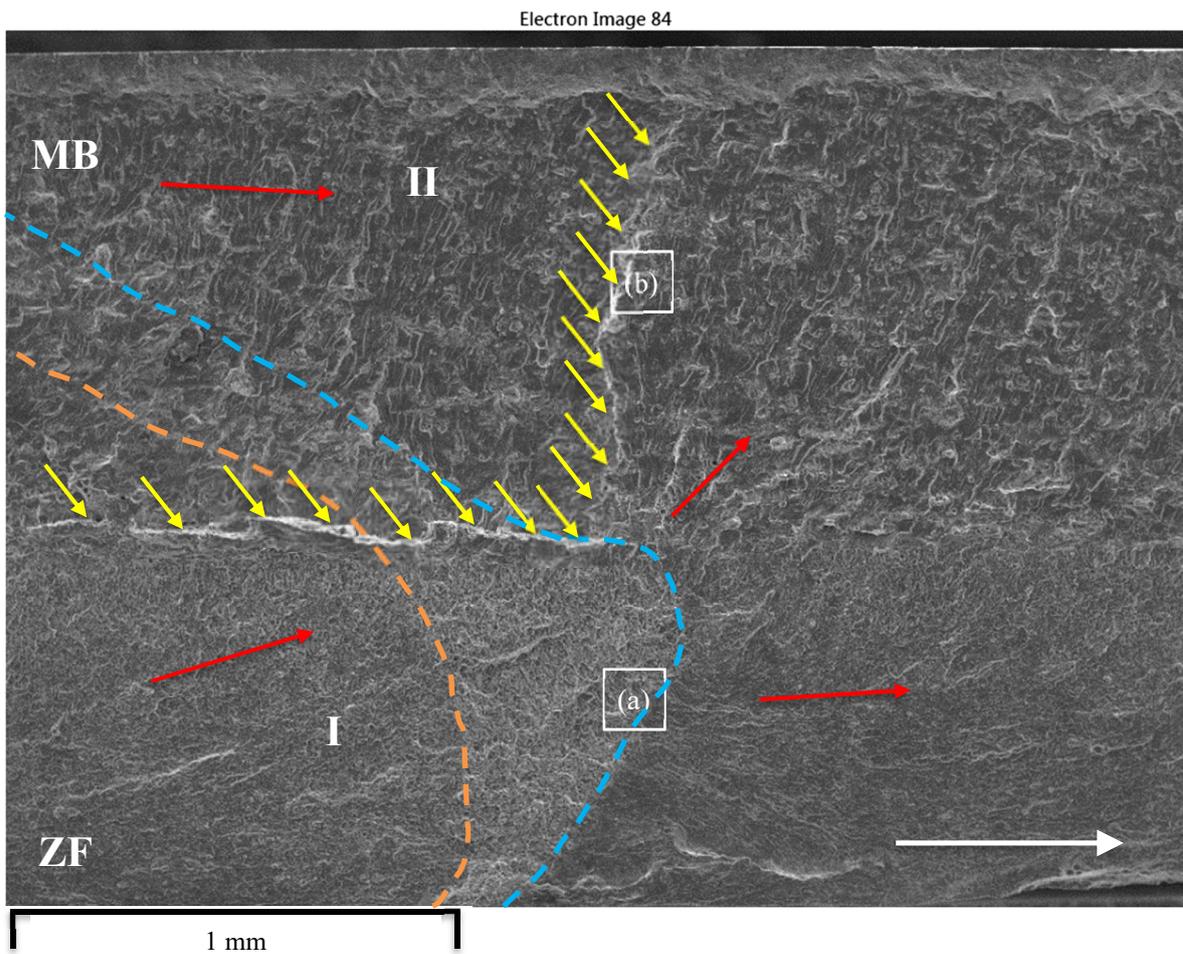


Figura 4.20. Ilustração da aplicação da segunda sobrecarga [$R=0,05$; $\Delta K=9 \text{ MPa m}^{1/2}$; $da/dN=2,58 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$; $OLR=2$].

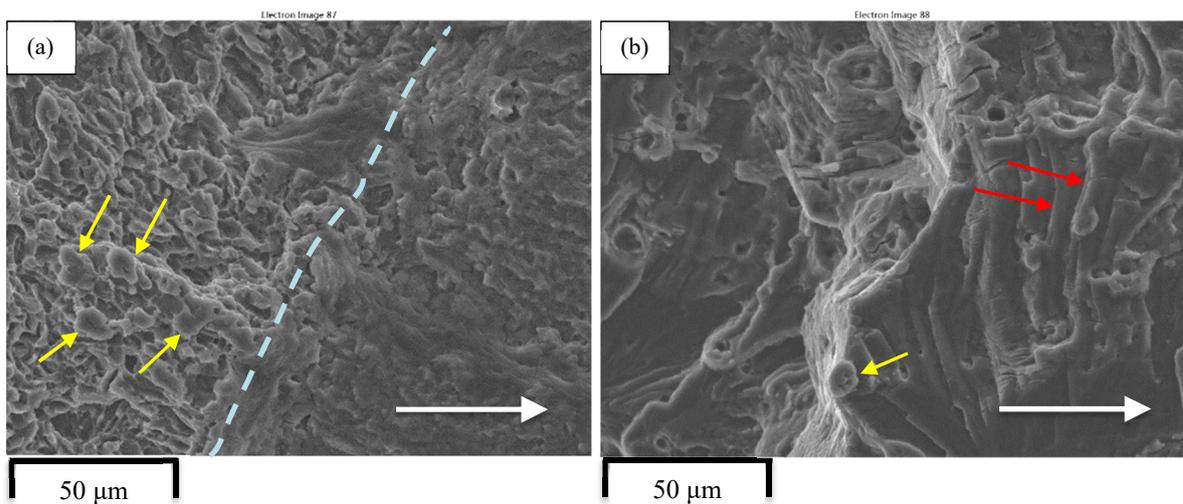


Figura 4.21. Ampliação das áreas assinaladas na Figura 4.20, (a) zona de aplicação da sobrecarga em material base, e (b) zona final da deformação plástica causada pelo salto da fenda na zona fundida.

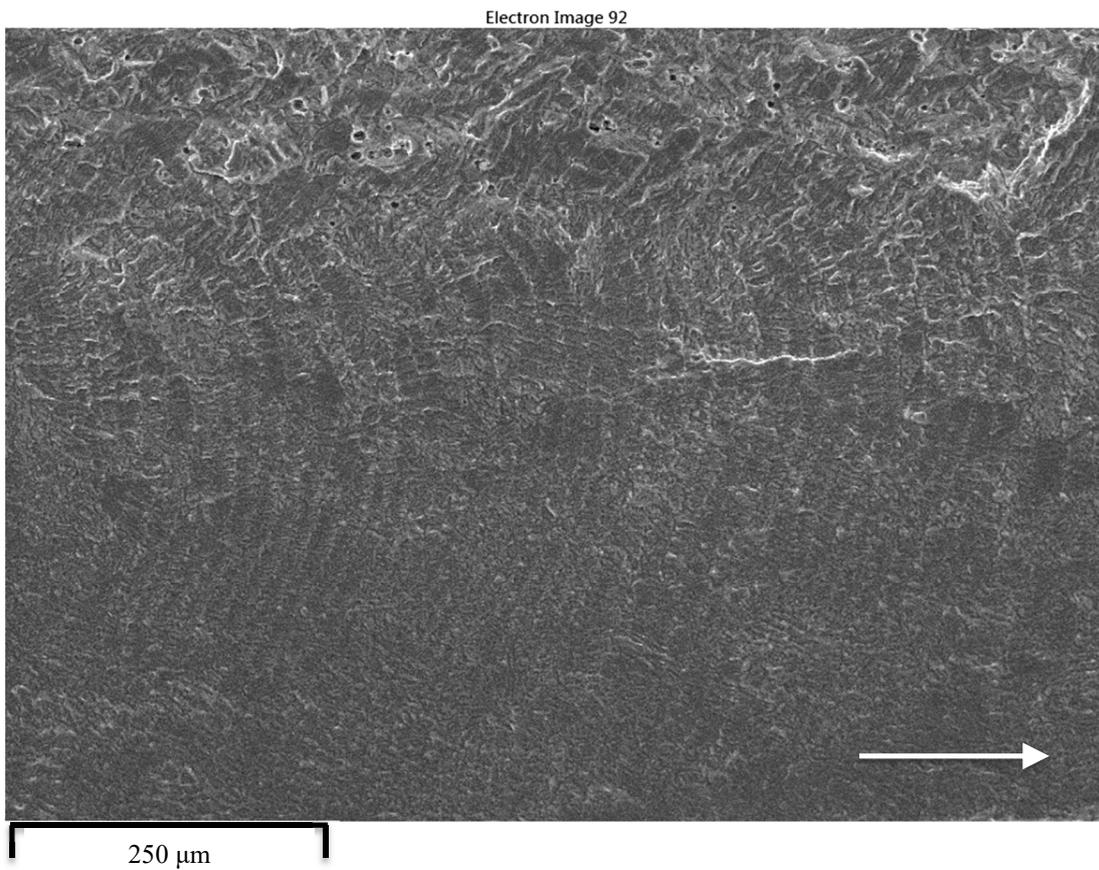


Figura 4.22. Marcas devido ao ciclo da sobrecarga periódica [$R=0,4$; $\Delta K=5,40 \text{ MPa m}^{1/2}$; $da/dN=1,79 \times 10^{-6} \text{ mm/ciclo}$; $OLR=2$].

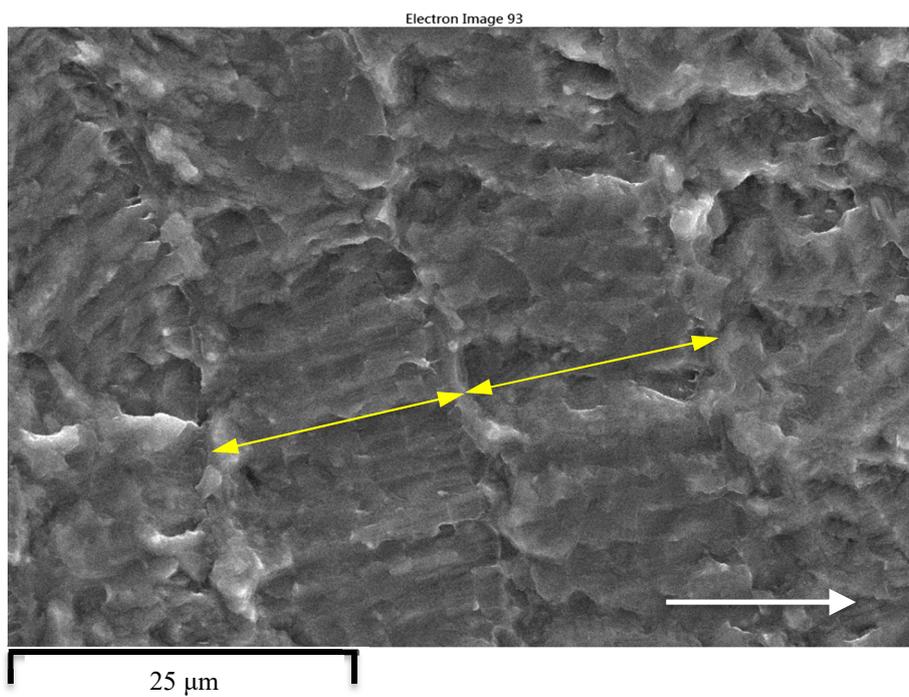


Figura 4.23. Ampliação na zona fundida da Figura 4.22.

5. CONCLUSÕES

No presente estudo foi possível concluir que, para juntas T soldadas por LBW, unindo chapas dissimilares de ligas de alumínio de aeronáutica:

- Os ensaios de propagação de fendas de fadiga sob amplitude de carga constante não evidenciam haver uma influência significativa da tensão média.
- Para amplitude de carga constante o fenómeno de fecho de fenda só foi verificado para a razão de tensão $R=0,05$ e para uma elevada gama de carga aplicada. Nos restantes ensaios este fenómeno não foi verificado.
- Nos ensaios realizados a amplitude de carga variável, com aplicação de sobrecargas simples, ocorreu um período de crescimento transitório da fenda constituído por três fases distintas: um período inicial com aceleração imediatamente após a aplicação da sobrecarga, seguido de uma fase onde se verificou uma diminuição da velocidade de propagação e por fim uma gradual aproximação da velocidade de propagação ao nível da obtida a amplitude constante.
- O comprimento da fenda afetado pela sobrecarga é fortemente influenciado pela gama do fator de intensidade de tensão onde é aplicada a sobrecarga, assim como da razão de tensão.
- Para amplitude de carga variável com sobrecargas múltiplas periódicas foi observado que a severidade do retardamento aumenta com o período entre sobrecargas aplicadas, e que existe uma forte influência da intensidade da sobrecarga e da tensão média na velocidade de propagação para este regime.
- As superfícies de fratura apresentam uma morfologia distinta entre o material de base, apresentando-se com um aspeto rugoso, e a zona fundida, apresentando-se com uma textura do tipo “telha”. Para o material base o mecanismo de propagação com maior predominância é a estriação dúctil, enquanto na zona fundida é a propagação cristalográfica. Para ΔK elevados

o principal mecanismo de propagação nessa zona é a coalescência de vazios, semelhante ao observado na rotura estática.

5.1. Sugestão de trabalhos futuros

No seguimento deste trabalho seria interessante analisar outros aspetos, como:

- A determinação numérica da zona plástica provocada por cada sobrecarga, incluindo a determinação de tensões residuais, de modo a conhecer os fenómenos envolvidos no crescimento da fenda após as sobrecargas.
- Seria interessante também estudar a aplicação de blocos de carga, com degraus crescente e decrescente, pois traduz de uma forma mais realista o tipo de carregamento a que estas estruturas podem estar sujeitas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Kashaev N, Ventzke V, Çam G. Prospects of laser beam welding and friction stir welding processes for aluminum airframe structural applications. *J Manuf Process*. 2018;36:571-600. doi:10.1016/J.JMAPRO.2018.10.005
2. Sun T, Roy MJ, Strong D, Simpson C, Withers PJ, Prangnell PB. Weld zone and residual stress development in AA7050 stationary shoulder friction stir T-joint weld. *J Mater Process Technol*. 2019;263(August 2018):256-265. doi:10.1016/j.jmatprotec.2018.08.022
3. Tao W, Yang Z, Chen Y, Li L, Jiang Z, Zhang Y. Double-sided fiber laser beam welding process of T-joints for aluminum aircraft fuselage panels: Filler wire melting behavior, process stability, and their effects on porosity defects. *Opt Laser Technol*. 2013;52:1-9. doi:10.1016/j.optlastec.2013.04.003
4. Dittrich D, Standfuss J, Liebscher J, Brenner B, Beyer E. Laser Beam Welding of Hard to Weld Al Alloys for a Regional Aircraft Fuselage Design – First Results. *Phys Procedia*. 2011;12:113-122. doi:10.1016/J.PHPRO.2011.03.015
5. Oliveira PI, Costa JM, Loureiro A. Effect of laser beam welding parameters on morphology and strength of dissimilar AA2024/AA7075 T-joints. *J Manuf Process*. 2018;35:149-160. doi:10.1016/J.JMAPRO.2018.08.003
6. Branco CM, Ferreira JM, Costa JD, Ribeiro AS. *Projecto de Órgãos de Máquinas*. 3ª. (Fundação Calouste Gulbenkian, ed.). Lisboa; 2012.
7. International A. *ASM Handbook / Prepared under the Direction of the ASM International Handbook Committee*. 10th ed. Materials Park, Ohio: ASM International; 1991.
8. Association TA. Aluminum 101. The Aluminum Association website. <http://www.aluminum.org/aluminum-advantage/aluminum-101>. Published 2016. Accessed March 25, 2019.
9. Smith WF. *Princípios de Ciência e Engenharia de Materiais*. (Portugal M-H de, ed.). Amadora; 1998.
10. Xiao R, Zhang X. Problems and issues in laser beam welding of aluminum–lithium

- alloys. *J Manuf Process*. 2014;16(2):166-175. doi:10.1016/J.JMAPRO.2013.10.005
11. Cao X, Wallace W, Immarrigeon JP, Poon C. Research and progress in laser welding of wrought aluminum alloys. II. Metallurgical microstructures, defects, and mechanical properties. *Mater Manuf Process*. 2003;18(1):23-49. doi:10.1081/AMP-120017587
 12. Yang J, Gang S, Li X, Chen L, Xu F. Typical Joint Defects in Laser Welding of Aluminium-Lithium Alloy. In: Hinduja S, Li L, eds. *Proceedings of the 36th International MATADOR Conference*. England, United Kingdom: Springer London Ltd; 2010:595-598.
 13. Irwin GR. Analysis of stresses and strain near the end of a crack traversing a plate. *J Appl Mech*. 1957;24:361-364.
 14. Paris P, Gomez M, Anderson W. A Rational Analytic Theory of Fatigue. *Trend Eng*. 1961;13:9-14.
 15. ASTM E647-00. Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. *ASTM Int West Conshohocken, PA*,. 2000.
 16. Borrego LFP. Propagação de fendas de fadiga a amplitude de carga variável em ligas de alumínio AlMgSi. Tese de Doutorado Universidade de Coimbra. 2001. 972-95392-4-3.
 17. Paris P, Erdogan F. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *J Basic Enginnering*. 1963:528-533.
 18. Suresh S, Bretz AK, Vasudévan PE. Mechanisms of Slow Fatigue Crack Growth in High Strength Aluminum Alloys: Role of Microstructure and Environment. *Metall Trans A*. 1983;15A:369-379.
 19. Costa JDM da. Análise da Tolerância de Defeitos em Ligas de Alumínio. Tese de Doutorado Universidade de Coimbra. 1991.
 20. Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension. *Eng Fract Mech*. 1970;2(1):37-45. doi:10.1016/0013-7944(70)90028-7
 21. Daneshpour S, Koçak M, Langlade S, Horstmann M. Effect of overload on fatigue crack retardation of aerospace Al-alloy laser welds using crack-tip plasticity analysis. *Int J Fatigue*. 2009;31(10):1603-1612. doi:10.1016/j.ijfatigue.2009.04.005
 22. Elber W. The significance of fatigue crack closure. *Damage Toler Aircr Struct ASTM STP 486, Am Soc Test Mater*. 1971:230-242.

23. Ritchie RO, Suresh S. Some considerations on fatigue crack closure at near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology. *Metall Trans A*. 1982;13(5):937-940. doi:10.1007/BF02642409
24. Paris PC, Bucci RJ, Wessel ET, Clark WG, Mager TR. Extensive Study of Low Fatigue Crack Growth Rates in A533 and A508 Steels. In: Corten HT, Gallagher JP, eds. *Stress Analysis and Growth of Cracks: Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics: Part I*. West Conshohocken, PA: ASTM International; 1972:141-176. doi:10.1520/STP34119S
25. Bergner F, Zouhar G, Tempus G. The material-dependent variability of fatigue crack growth rates of aluminium alloys in the Paris regime. *Int J Fatigue*. 2001;23(5):383-394. doi:10.1016/S0142-1123(01)00006-8
26. Daneshpour S, Dyck J, Ventzke V, Huber N. Crack retardation mechanism due to overload in base material and laser welds of Al alloys. *Int J Fatigue*. 2012;42:95-103. doi:10.1016/J.IJFATIGUE.2011.07.010
27. Lassen T, Recho N. *FLAWS - Fatigue Life Analyses of Welded Structures.*; 2006.
28. Christensen RH. Fatigue crack, fatigue damage and their detection. *Met fatigue New York MacGraw-Hill*. 1959.
29. Bichler C, Pippan R. Direct Observation of the Residual Plastic Deformation Caused by a Single Tensile Overload. In: McClung RC, Newman JC, eds. *Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis: Second Volume*. West Conshohocken, PA: ASTM International; 1999:191-206. doi:10.1520/STP15758S
30. P. Ng'ang'a S, James M. *Variable Amplitude Loading in En8 (080M40) Steel: A Detailed Experimental Study of Crack Growth*. Vol 19.; 2007. doi:10.1111/j.1460-2695.1996.tb00960.x
31. Jones RE. *Fatigue Crack Growth Retardation after Single-Cycle Overload in Ti-6Al-4V Titanium Alloy*. Vol 5.; 1973. doi:10.1016/0013-7944(73)90042-8
32. Schijve J, Broek D. Crack Propagation: The Results of a Test Programme Based on a Gust Spectrum with Variable Amplitude Loading. *Aircr Eng Aerosp Technol*. 1962;34(11):314-316. doi:10.1108/eb033633
33. Bucci RJ, Thakker AB, Sanders TH, Sawtell RR, Staley JT. Ranking 7XXX Aluminum Alloy Fatigue Crack Growth Resistance Under Constant Amplitude and Spectrum Loading. In: Bryan DF, Potter JM, eds. *Effect of Load Spectrum Variables*

- on Fatigue Crack Initiation and Propagation*. West Conshohocken, PA: ASTM International; 1980:41-78. doi:10.1520/STP27482S
34. de Siqueira RHM, Riva R, da Silva Costa DH, de Oliveira Gonçalves V, de Lima MSF. A crack propagation study on T-joints of AA6013-T4 aluminum alloy welded by an Yb: fiber laser. *Int J Adv Manuf Technol*. 2017;92(5):2831-2841. doi:10.1007/s00170-017-0377-z
35. Oliveira PI, Loureiro A, Costa JM, Ferreira J, Borrego L. Fatigue strength assessment of misaligned laser beam welded T-joints by effective stress method. *Int J Press Vessel Pip*. 2019;173:68-78. doi:10.1016/j.ijpvp.2019.05.001
36. Allison JE, Ku RC, Pompetzki MA. A Comparison of Measurement Methods and Numerical Procedures for the Experimental Characterization of Fatigue Crack Closure. In: Newman JC, Elber W, eds. *Mechanics of Fatigue Crack Closure*. West Conshohocken, PA: ASTM International; 1988:171-185. doi:10.1520/STP27207S
37. Costa JD., Ferreira JA. Effect of stress ratio and specimen thickness on fatigue crack growth of CK45 steel. *Theor Appl Fract Mech*. 1998;30(1):65-73. doi:10.1016/S0167-8442(98)00044-5
38. Borrego LP, Costa JM, Antunes FV, Ferreira JM. Fatigue crack growth in heat-treated aluminium alloys. *Eng Fail Anal*. 2010;17(1):11-18. doi:10.1016/J.ENGFAILANAL.2008.11.007
39. ASTM E739-91. Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (s-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data. *ASTM Int West Conshohocken, PA*,. 1998.
40. Hobbacher A. Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, IIW document-1823-07. *Int Inst Welding, Paris, Fr*. 2008.
41. Polmear I, StJohn D, Nie J-F, et al. Wrought Aluminium Alloys. *Light Alloy*. January 2017:157-263. doi:10.1016/B978-0-08-099431-4.00004-X
42. Hahn CT, Simon R. A review of fatigue crack growth in high strength aluminum alloys and the relevant metallurgical factors. *Eng Fract Mech*. 1973;5(3):523-540. doi:10.1016/0013-7944(73)90038-6
43. Melo JCS. Comportamento à Fadiga de Ligações T em Ligas de Alumínio Dissimilares Soldadas por Laser. Dissertação de Mestrado Universidade de Coimbra. 2017.

APÊNDICE A

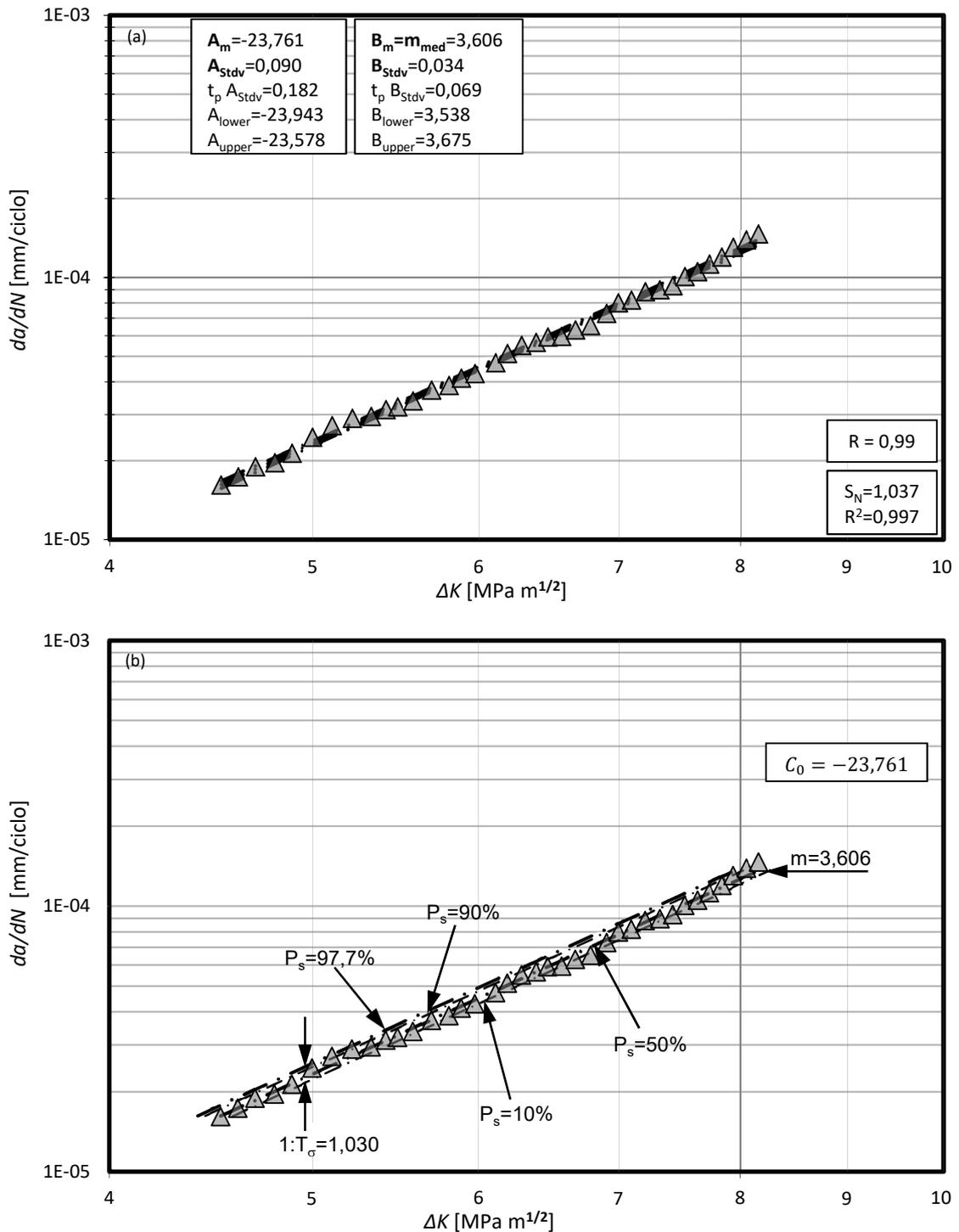


Figura 0.1. (a): Curva da/dN - ΔK com intervalo de confiança de 95% para $R=0,4$; (b) Curva da/dN - ΔK com diferentes fatores de segurança para $R=0,4$

APÊNDICE B

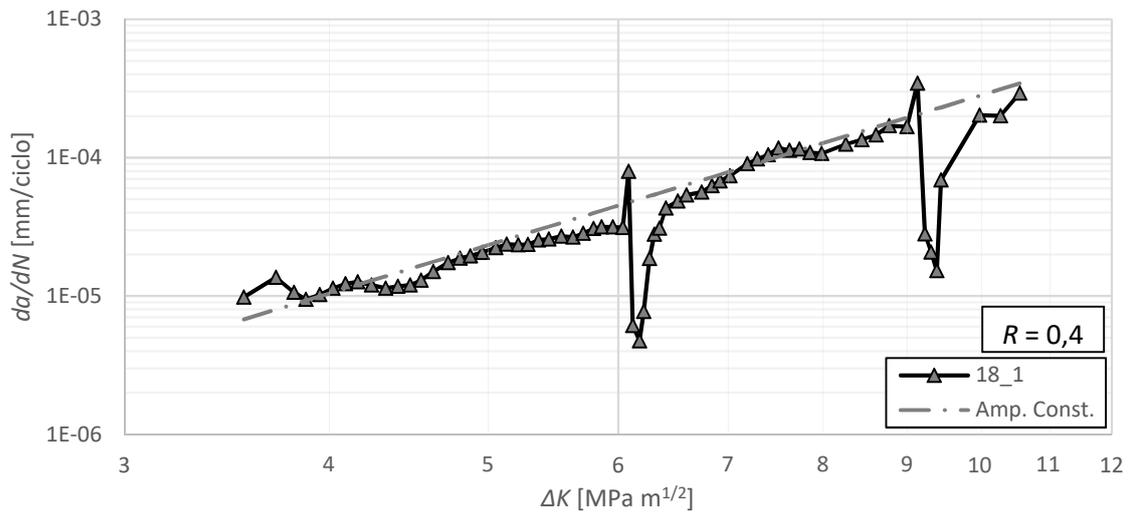


Figura 0.1. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecargas simples ($R=0,4$; $OLR=2$; provete 18_1), e propagação a amplitude constante.

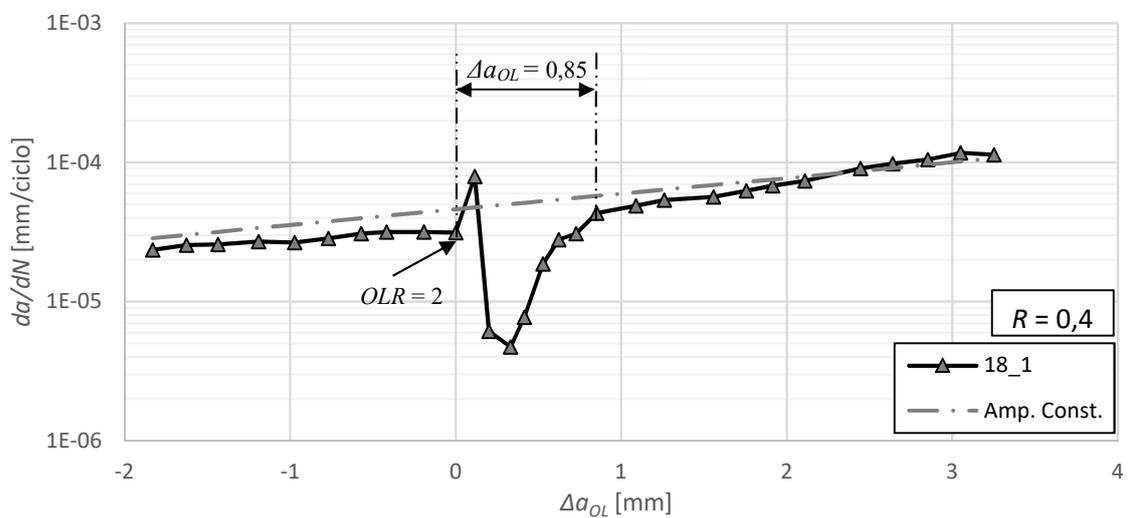


Figura 0.2. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=6\ MPa\ m^{1/2}$ e $R=0,4$.

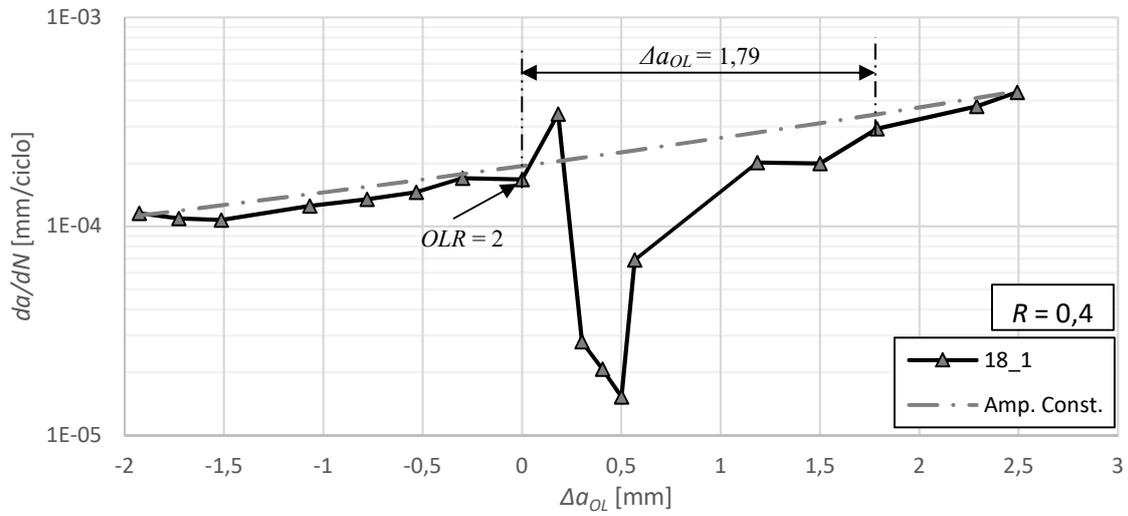


Figura 0.3. Resposta da velocidade de propagação a aplicação da sobrecarga, $OLR=2$, $\Delta K=9 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $R=0,4$.

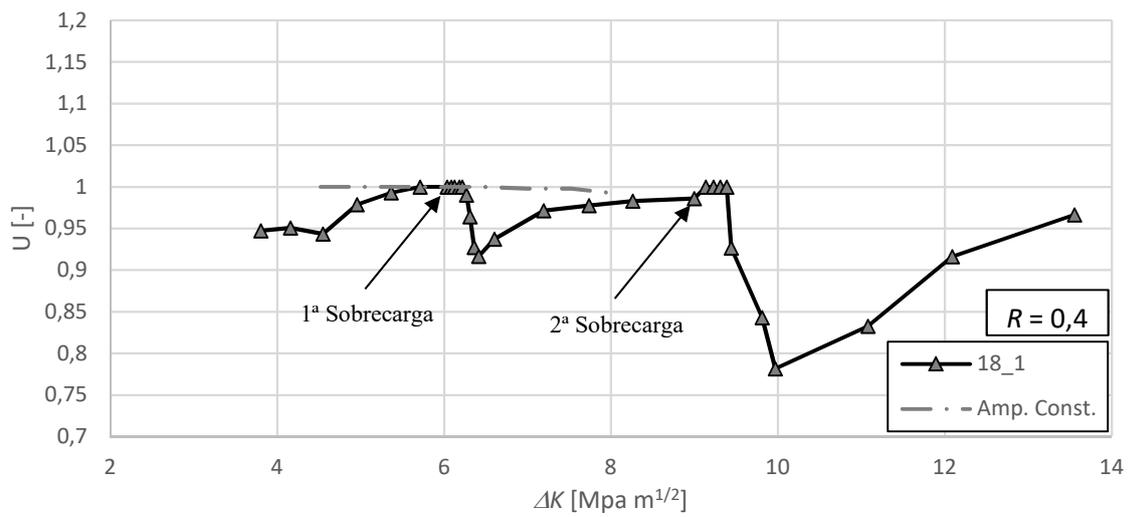


Figura 0.4. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,4$).

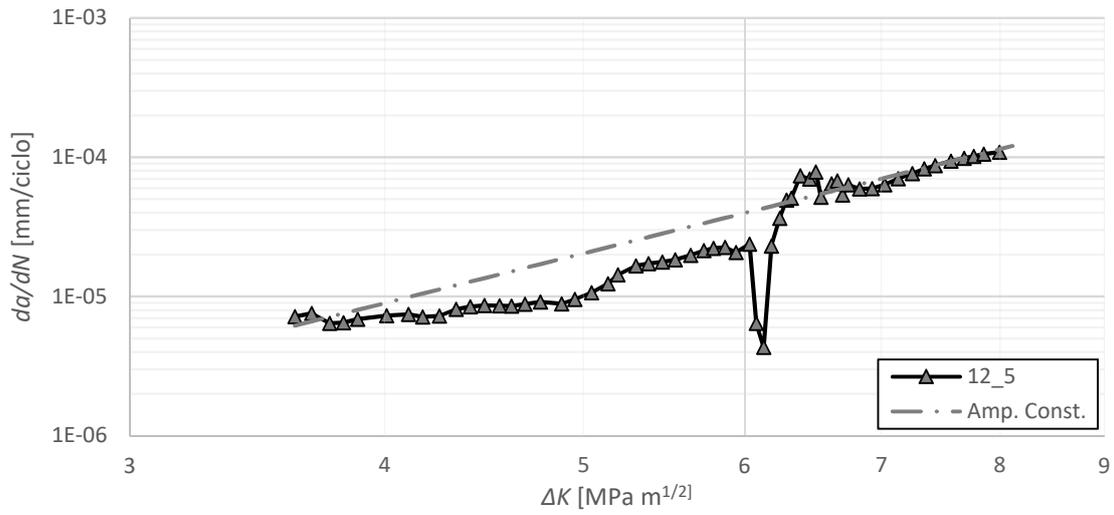


Figura 0.5. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecarga simples para $\Delta K=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ ($R=0,05$; $OLR=2$; provete 12_5), e propagação a amplitude constante.

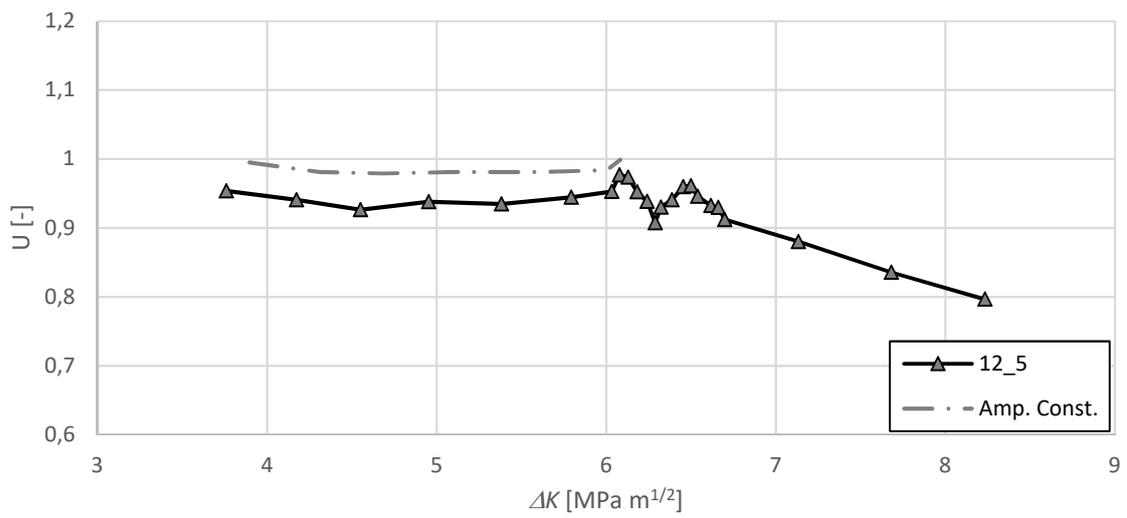


Figura 0.6. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,05$).

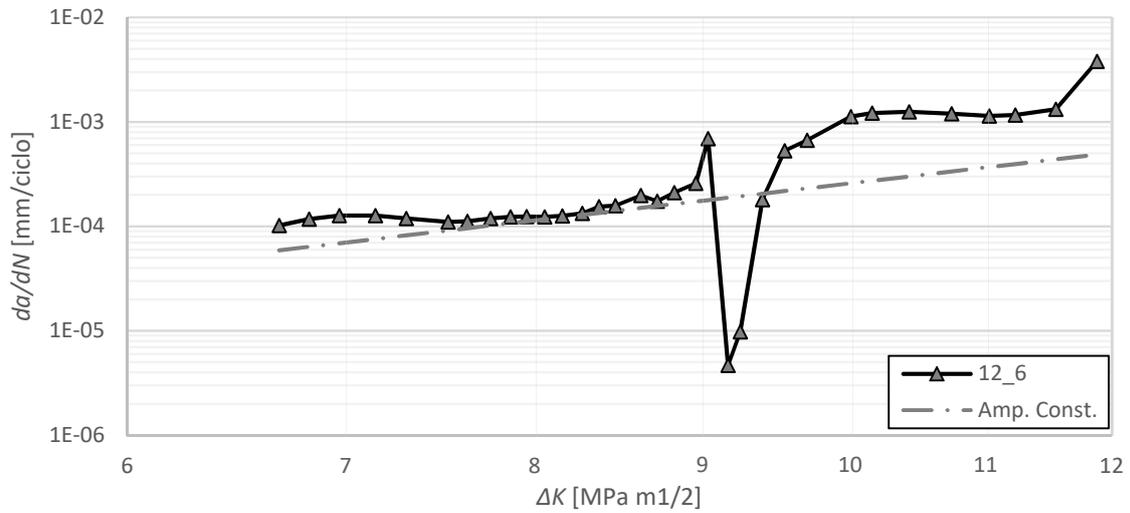


Figura 0.7. Comparação entre o comportamento com aplicação de sobrecarga simples para $\Delta K=9 MPa m^{1/2}$ ($R=0,05$; $OLR=2$; provete 12_6), e propagação a amplitude constante.

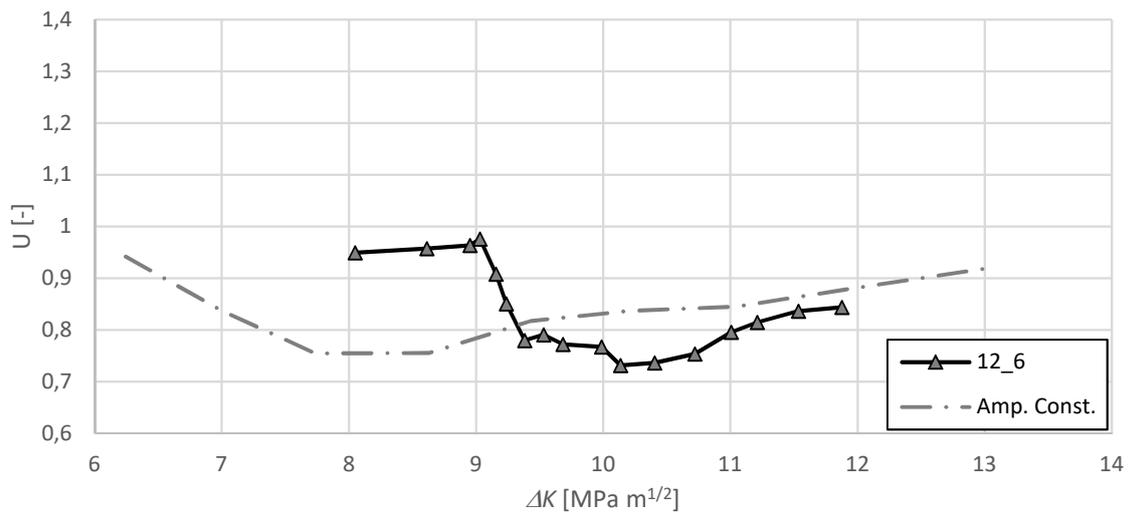


Figura 0.8. Resposta do fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga ($OLR=2$ e $R=0,05$).

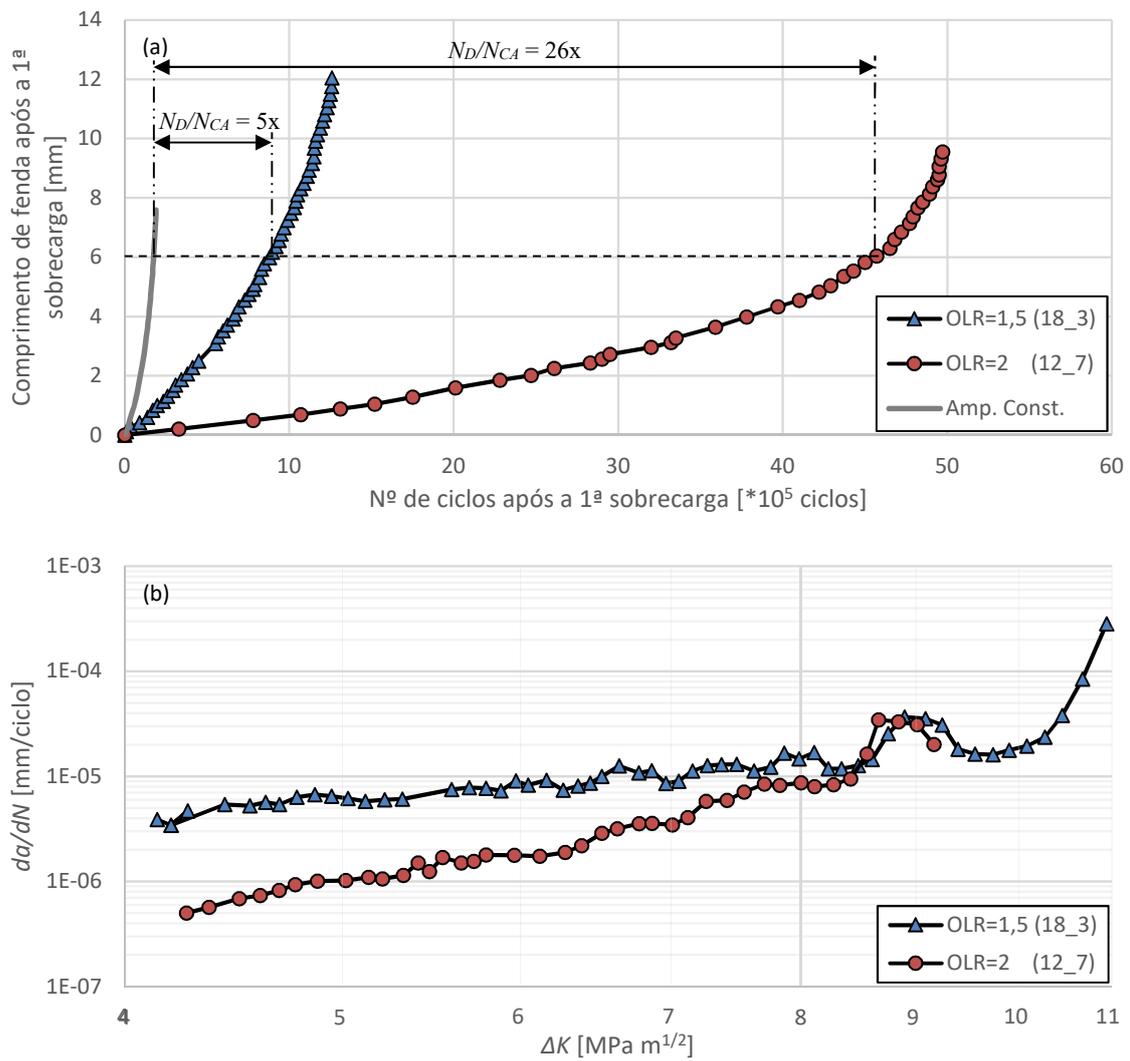


Figura 0.9. Efeito da intensidade da sobrecarga para $R=0,4$ e $n=10000$ ciclos: (a) para a vs. N ; (b) para da/dN vs. ΔK .